

Maher Bakka

**Untersuchungen zum Einfluss der elektrischen Felder auf das Design von
Kompakthöchstspannungsmasten aus ultrahochfestem Beton (UHPC) und
zur Identifizierung der elektrischen und thermischen Parameter des UHPCs**

Die Vorliegende Arbeit wurde am 27. März 2018 an der Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik der Technischen Universität Dresden als Dissertation eingereicht und am 31. Juli 2018 verteidigt.

Vorsitzender:

Prof. Dr.-Ing. Wilfried Hofmann - TU Dresden

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. Steffen Großmann - TU Dresden

Prof. Dr.-Ing. Mohammad Zhirh - Tishreen Universität - Syrien

Prof. Dr.-Ing. habil. Gerhard Hofmann - Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden

Digitale Fassung:

Die digitale Fassung dieser Arbeit ist über den Publikationsserver Qucosa frei zugänglich.

Direkter Zugriff:

Suche Über: <http://www.qucosa.de>

Selbstverlag:

Maher Bakka. Sanddorn Straße 28. 01169 Dresden

bakka-maher@hotmail.de

+4917662783177

Sämtliche Rechte Vorbehalten

Veröffentlicht:

Dresden. August 2018

Technische Universität Dresden

**Untersuchungen zum Einfluss der elektrischen Felder auf das Design von
Kompakthöchstspannungsmasten aus ultrahochfestem Beton (UHPC) und
zur Identifizierung der elektrischen und thermischen Parameter des UHPCs**

Maher Bakka

Von der Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik der Technischen
Universität Dresden

zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktoringenieurs
(Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. Wilfried Hofmann
Gutachter:	Prof. Dr.-Ing. Steffen Großmann
	Prof. Dr.-Ing. Mohammad Zhirh
	Prof. Dr.-Ing. habil. Gerhard Hofmann

Tag der Einreichung:	27. März. 2018
Tag der Verteidigung:	31. Juli. 2018

Vorwort

In erster Linie allen Dank und Dank an Allah (Gott), dass er mir die Kraft, die Geduld und die Motivation gegeben hat, diese These zu vollenden. Diese Dissertation wäre ohne die Anleitung, Unterstützung und Ermutigung vieler Menschen nicht möglich gewesen, die ihre wertvolle Hilfe bei der Vorbereitung und Durchführung dieser Studie geleistet haben.

Besondere Dankbarkeit und aufrichtiger Dank geht an meinen Vater, meine Mutter, Brüder und Schwestern für ihre unerschütterliche emotionale Unterstützung durch Gebet und gute Wünsche. Danke, meine geliebte Familie, meine Frau Sondos, mein Sohn Zain für ihre Freude, ihre Liebe, ihre Ermutigung, ihre Geduld, mich sorglos zu machen.

Ich möchte meine tiefere und aufrichtige Wertschätzung ausdrücken und meinem Berater Prof. Steffen Großmann für seine uneingeschränkte Unterstützung, sein Enthusiasmus, sein immenses Wissen und seine Anleitung während meiner Promotion und der damit verbundenen Forschung danken.

Ich bin sehr dankbar dafür, dass er mir die Chance gegeben hat, IEEH beizutreten, und mir erlaubt hat, alle schönen Einrichtungen zu nutzen. Ich bin auch sehr dankbar, dass er mich als Doktorand an der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik (TU Dresden) aufgenommen hat.

Ich möchte auch meinen Kollegen im IEEH für ihre Freundlichkeit, und Unterstützung danken. Sie werden in meiner Erinnerung bleiben. Ich begrüße insbesondere die wertvollen Anregungen und Kommentare von Dr. Joachim Speck, Robert Adem, Dr. Christian Hildmann, Dr. Karsten Backhaus und Markus Schladtitz.

Dem letztgenannten bin ich besonderes verbunden, da er nicht müde würde mein Konzept mehrfach zu lesen und mehr nützliche Hinweise zu geben.

Ich bin sehr dankbar für die technische Unterstützung der Werkstattgruppe Axel Göres, Hans-Peter Pampel, Peter Wermuth, Ralf Dittrich, Falk Eusewig, Michael Gläser, Eric Reichelt, Gerd Jarosczyński und Helge Knüpfel.

Mein Dank richte ich an Prof. Hofmann der HTW für sein Gutachten.

Außerordentliche Hilfe bot mir stets Frau Hendrich bei der Lösung jegliche Probleme.

Last but not least möchte ich Prof. Mohammad Zhirh nennen: Ich bin ihm sehr dankbar für seine Unterstützung und seine Zusage als Gutachter meiner Verteidigung.

Dresden, März 2018

Maher Bakka

KURZFASSUNG

Freileitungsmaste aus herkömmlichen Beton werden bereits heute in großer Zahl in Mittelspannungsnetzen eingesetzt. Im Bereich der Hochspannungsfreileitungen existieren bisher international nur wenige erste Freileitungen mit Masten aus herkömmlichen Beton. Um zukünftig Elektroenergie über große Entfernungen über Trassen mit geringen Flächenbedarf transportieren zu können, sind neue Hochspannungsfreileitungen in kompakter Bauweise notwendig. Um dieses Ziel zu erfüllen, sollen die Kompaktmaste aus ultra-hochfestem Beton (UHPC) hergestellt werden. Dafür ist eine neue Sorte von UHPC mit hoher Festigkeitsklasse zu entwickeln.

Die mechanischen, elektrischen und thermischen Eigenschaften des neuen Betonmaterials waren zunächst unbekannt. Bisher gab es kaum Kenntnisse über die elektrischen und thermischen Belastungen, die auf die Betonmaste einer Freileitung in kompakter Bauweise einwirken.

Ein Teilthema im interdisziplinären Forschungsprojekt „KoHöMaT“ (gefördert durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Energie) war es, gemeinsam mit Forschungsinstituten (IMB, Fichtner, Lapp, Eurocoles, KIT, iBMB) die Materialparameter des neuen UHPC zu bestimmen.

Den Einfluss der elektromagnetischen Belastungen auf die Lebensdauer und die Festigkeit des Verbundes aus Stahl und Beton habe ich untersucht. Aufgabe meiner Arbeit ist es auch, die elektrischen und thermischen Eigenschaften, wie die elektrische Leitfähigkeit, die elektrische Festigkeit, die Permittivität, den Verlustfaktor und die Wärmeleitfähigkeit experimentell zu bestimmen. Anhand der experimentellen Untersuchungen wurde der Versagensmechanismus des UHPC-Betons bei Spannungsbelastung identifiziert. Die am Betonmast auftretenden elektrischen und thermischen Belastungen wurden mit Hilfe von verschiedenen FEM-Modellen berechnet und den gemessenen Festigkeiten gegenübergestellt.

Es wurde der Einfluss permanenter elektrischer Felder auf die mechanischen Eigenschaften des UHPC bestimmt. Hierfür wurde die Druckfestigkeit des Betons vor und nach Dauerversuchen bei verschiedenen Spannungsbelastung gemessen. Der Verbund zwischen Stahl und Beton wurde in Lastwechselversuchen thermisch hoch beansprucht und dessen mechanische Festigkeit vor und nach der thermischen Belastung bei Auszugsversuchen gemessen.

Aufgrund der befürchtenden gesundheitlichen Risiken für Menschen und Tiere, sowie der gegenseitigen Beeinflussung benachbarter elektronischer Systeme (EMV) dürfen die elektromagnetischen Felder von Freileitungen die jeweiligen maximal zulässigen Grenzwerte nicht überschreiten. Ich habe die Berechnungen der elektrischen und magnetischen Feldverteilung für die im Verbundvorhaben entwickelten Mastdesigns durchgeführt. Gemeinsam mit den Forschungsinstituten (Eurocoles, Fichtner, Lapp) wurden die Mastdesigns hinsichtlich der Feldverteilung optimiert.

ABSTRACT

The Overhead line towers made of conventional concrete are already used in large numbers in the medium voltage nowadays. So far, only a few towers of overhead transmission line made of conventional concrete which exists internationally in the area of high voltage. In order to be able to transmit electrical energy over long distances by routes of less floor space requirements, new high voltage overhead lines in compact construction are necessary. To achieve this goal, the compact towers have to be made of ultra-high-performance concrete (UHPC). Therefore, a new kind of UHPC with a high strength class has to be developed. For this kind of new concrete, the mechanical, electrical and thermal characteristics were unknown till now either, there was rare knowledge about the electric and thermal loads which have an effect on the concrete towers of an overhead line in compact construction method.

The main purpose part of this interdisciplinary research project "KoHöMaT ", which funded by the Federal Ministry for Economic Affairs and Energy), was to identify the material parameters of the new UHPC together with the following research institutes (IMB, Fichtner, Lapp, Eurocoles, KIT, iBMB).

It was examined the influence of electromagnetic loads on the lifetime and its' strength bond between both of composite steel and concrete, also as my major involve was to determine the electrical and thermal properties experimentally, such as electrical conductivity, electrical strength, permittivity, dissipation factor and finally thermal conductivity.

As a result, the failure mechanism of the UHPC under the electrical stresses has been identified then, the electrical and thermal loads on the concrete towers were calculated by using various FEM models accordingly, the measured values were used in the determination of electrical strength. All mentioned theoretical calculated parameters were compared with the real measured parameters.

The influence of permanent electric fields on mechanical properties of the UHPC was determined as well. Mainly, the compressive strength of the concrete was measured before and after durability tests at different voltage loads. In addition, the composite (interface) between steel and concrete was thermal extremely loaded by alternating load tests. Its mechanical strength has been measured by pull-out tests before and after this thermal loads.

Due to the fear of health risks for both humans and animals, as well as the mutual influence of neighboring electronic systems (EMV), the electromagnetic fields of open lines must not exceed the respective maximum permissible limit values. The calculations of the electrical and magnetic field distribution were carried out for the mast design developed in the composite project. Together with the other research institute (Eurocoles, Fichtner, Lapp). the tower designs were optimized with regard to the field distribution.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	1
1.1	Anforderungen zur Übertragungen elektrischer Leistung mittels Hochspannungsfreileitung.	1
1.2	Betrachtung von Umwelt- und Akzeptanzaspekten.....	3
2	Berechnungen der elektrischen Feldverteilungen für die Leiterseilanordnungen der Isoliertraversen für Kompaktmaste.....	4
2.1	Auswertung des Literaturstudiums (Stand des Wissens, Aufgabenstellung)	4
2.2	Verfahren zur Berechnung der elektrischen Feldstärke.....	6
2.2.1	Spiegelverfahren.....	6
2.2.2	Ladungsverfahren.....	10
2.2.3	FEM (Finite Elemente Methode)	11
2.3	Design des Kompaktmastes	14
2.4	Reduzierung der elektrischen Feldstärke in Bodennähe.....	16
2.4.1	Orientierung der Leiterkonfigurationen	16
2.4.2	Einsetzen der Kompensationseile	18
2.5	Berechnung der elektrischen Feldstärke bei horizontaler Anordnung.....	21
2.6	Berechnung der elektrischen Feldstärke im Beton	23
2.7	Optimierung und Vergleich der Ergebnisse zur Feldberechnungen	26
3	Ermittlung der elektrischen und thermischen Eigenschaften des UHPCs.....	29
3.1	Elektrische Leitfähigkeiten.....	29
3.1.1	Messverfahren	29
3.1.2	Herstellen der Probekörper und der Elektroden.....	30
3.1.3	Aufbau des Versuchstandes und Versuchdurchführung	32
3.1.4	Ermittlung der spezifischen Oberflächen- und Durchgangswiderstände des UHPCs	33
3.1.5	Ermittlung des Einflusses vom Wassergehalt des Materials auf die spezifischen Widerstände	37

3.1.6	Ermittlung der Einflüsse von Fremdschichten auf die spezifischen Widerstände	40
3.1.7	Schlussfolgerungen	41
3.2	Verlustfaktor $\tan \delta$ und Permittivität ϵ_r	41
3.2.1	Grundlagen	41
3.2.2	Durchführung und Auswertung	42
3.3	Thermische Leitfähigkeit	44
3.3.1	Grundlagen	44
3.3.2	Probekörper und Definition der Parameters	45
3.3.3	Versuchsaufbau und Durchführung	49
3.3.4	Auswertung und Ergebnisse	51
3.3.5	Schlussfolgerung	52
4	Verhalten des Betons unter Einwirkung des elektrischen Feldes	53
4.1	Durchschlag im schwach inhomogenen Feld	53
4.1.1	Anordnung der Elektroden und Probekörper	54
4.1.2	Versuchsaufbau und Durchführung	56
4.1.3	Ergebnisse	57
4.1.3.1	Verhalten bei Gleichspannung	57
4.1.3.2	Verhalten bei Wechselspannung	61
4.2	Durchschlag im stark inhomogenen Feld	63
4.2.1	Versuchsaufbau und Durchführung	63
4.2.2	Ergebnisse	65
4.3	Die Wirkungen des elektrischen Feldes auf Eigenschaften des UHPCs	66
4.3.1	Versuchsaufbau und Durchführung	66
4.3.2	Ergebnisse	68
4.4	Auswertung und Schlussfolgerungen	74
5	Zusammenfassung und Ausblick	76

Symbole und Formelzeichen

A	m^2	Fläche
A, B	-	Materialkonstanten
a_1	m	Bündelleiter Abstand des Kompensationsseiles
b	m	Thermische Ortskonstante
B	T	magnetische Flussdichte
B_{zul}	T	zuverlässiger Grenzwert der magnetischen Flussdichte
E_{zul}	kV m^{-1}	zuverlässiger Grenzwert des elektrischen Feldes
C_1, C_2	-	Faktoren
C_{th}	W h K^2	Wärmekapazität
C_g	C	Glättungskapazität
C_{T1}, C_{T2}	C	Kapazitiver Teiler
C_s	$\text{W m}^{-2}\text{K}^{-4}$	Strahlungsvermögen
c_w	$\text{J g}^{-1}\text{K}^{-1}$	spezifische Wärmekapazität des Leitermaterials
$C\text{-S-H}$	-	Calcium silicate hydrate (Mikrosilika)
d	m	Durchmesser
d_{L-E}	m	minimaler Abstand zwischen dem untersten Leiterseil und dem Erdboden
E	kV m^{-1}	elektrische Feldstärke
E_{max}	kV m^{-1}	maximale elektrische Feldstärke
E_{zul}	kV m^{-1}	zuverlässiger Grenzwert des elektrischen Feldes
E_{dh}	kV m^{-1}	Einsetzhöchstfeldstärke
E_{di}	kV m^{-1}	Innere elektrische Festigkeit
E_{mittel}	kV m^{-1}	mittlere elektrische Feldstärke
e_h	m	erforderliche Höhe
g	m	Spaltweite zwischen Elektroden
Gr	-	Grashof-Zahl
h	m	Dicke
h_x	m	horizontale Abmessung
h_y	m	vertikale Abmessung
J	A m^{-2}	elektrische Stromdichte
I	A	Belastungsstrom
l	m	Länge
l_w	m	charakteristische Länge
k	J K^{-1}	Boltzmann-Konstant
n_1, n_2	-	Exponent
Nu	-	Nusselt-Zahl
O	m^2	Oberfläche
P	N cm^{-2}	Druck auf den leitenden Gummi
p	m	effektiver Umfang der Elektrode
P	W	Stromwärmeverlust bzw. Wärmeleistung
P_c	W	gespeichert Wärmeleistung
P_{ko}	W	Wärmeleistung durch Konvektion
P_L	W	Wärmeleistung, übertragen durch Wärmeleitung
P_s	W	Wärmeleistung durch Strahlung

P_v	W	erzeugte Wärmeleistung
Pr	-	Prandtl-Zahl
q	mm ²	Leiterquerschnitt
q	C	Elektrische Ladung
R	Ω	elektrische Widerstand
R_d	Ω	Durchgangswiderstand
R_o	Ω	Oberflächenwiderstand
R_{T1-6}	Ω	Ohm'scher Teiler
$R(\vartheta)$	Ω	temperaturabhängiger Gleichstromwiderstand
R_a	m	Außenradius
R_e	-	Reynolds- Zahl
R_i	m	Innenradius
R_{ko}	K W ⁻¹	Wärmewiderstand der Konvektion
R_L	K W ⁻¹	Wärmeleitungswiderstand
R_s	K W ⁻¹	Wärmewiderstand der Strahlung
S_{min}	m	minimaler Abstand Leiter Erdboden in Spannfeldmitte
T	K	absolute Temperatur
T_1	K	absolute Temperatur des wärmeabgebenden Körper 1
T_2	K	absolute Temperatur des wärmeaufnehmenden Körper 2
T_a	K	Außentemperatur
T_i	K	Innentemperatur
U	V	Spannung
U	m	Umfang
U_i	kV	Teilentladungseinsetzspannung
γ	g cm ⁻³	Dichte des Leitermaterials
α_T	W m ⁻² K ⁻¹	Temperaturkoeffizient des elektrischen Widerstandes
ρ_t	$\frac{\Omega}{mm^2 m^{-1}}$	auf Temperatur bezogener spezifischer elektrischer Widerstand
λ	W m ⁻¹ K ⁻¹	Wärmeleitfähigkeit
ϑ	°C	Temperatur
σ	Ω	spezifischer Oberflächenwiderstand
ρ	$\Omega \text{ cm}$	spezifischer Durchgangswiderstand
$\Delta\vartheta$	-	Temperaturdifferenz
O_{s1}	m ²	abstrahlende Oberfläche von Körper 1
ε	As V ⁻¹ m ⁻¹	Dielektrizitätskonstante
ε_0	As V ⁻¹ m ⁻¹	Dielektrizitätskonstante des Vakuums
ε_r	-	Relative Dielektrizitätskonstante
ϑ_0	°C	Umgebungstemperatur
ϑ_w	°C	Wandtemperatur
ϑ_{Le}	°C	Leitertemperatur
α	W m ⁻² K ⁻¹	Wärmeübergangskoeffizient
α_s	W m ⁻² K ⁻¹	Wärmeübergangskoeffizient durch Strahlung
α_{ko}	W m ⁻² K ⁻¹	Wärmeübergangskoeffizient durch Konvektion
k	S m ⁻¹	elektrische Leitfähigkeit
η	-	Homogenitätsgrad

Abkürzungen	
a	a ußen
Ab	A bschnitt
BlmSch	B undes i mmission s chutzgesetz
ca.	c ir a
CSM53	C harge S imulation M ethod 53
D	D iode
EMF	e lektromagnetisches F eld
EMV	e lektromagnetische V erträglichkeit
FEM	F inite- E lemente- M ethode
ges.	G esamt
gf	g ünstiger F all, wobei $E_{\max} < 7 \text{ kV m}^{-1}$
Gl	G leichung
Gr	G ruppe
i	i nnen
iBMB	I nstitut für B austoffe, M assivbau und B randschutz
IEEH	I nstitut für E lektrische E nergieversorgung und H ochspannungstechnik
IMB	I nstitut für M assiv b au (Technische Universität Dresden)
KIT	K arlsruhe I nstitut für T echnologie
KoH- öMaT	K ompakt h öchstspannungs m asten und T raversen
KS	K ompensation s eile
KSV	K onstant s pannungs v ersuche
LK	L eiter k onfiguration
od.	o der
P	P osition des Leiters
Pk	P robekörper (Prüfprobekörper)
Q _x	Q uantum X (Strom Messgerät)
S	S telltransformator
SK	S trom k reis
SSV	S pannungs s teigerungs v ersuche
T	Hochspannungs-Prüf t ransformator
TE	T eilentladung
ugf	u ngünstiger F all, wobei $E_{\max} > 7 \text{ kV m}^{-1}$
UHPC	U ltra H igh P erformance C oncrete
UHFB	U ltrahoch f ester B eton
zw.	z wischen
ϑ	Leiterkonfiguration der Gruppe 1
β	Leiterkonfiguration der Gruppe 2
δ	Leiterkonfiguration der Gruppe 3
η	Leiterkonfiguration der Gruppe 4
ξ	Leiterkonfiguration der Gruppe 5
γ	Leiterkonfiguration der Gruppe 6

1 Einleitung

1.1 Anforderungen zur Übertragungen elektrischer Leistung mittels Hochspannungsfreileitung.

Für den Bau neuer 380-kV-Freileitungen sollen Kompaktmaste aus einem neuen ultrahochfestem Beton (UHPC = Ultra High Performance Concrete) mit einer Festigkeit von $R = 180 \text{ N/mm}^2$ eingesetzt werden. Durch die kompakte Bauweise der Masten sind der Beton und seine Stahlarmierung hohen elektrischen und magnetischen Feldstärken ausgesetzt. Diese Feldstärken sind wesentlich größer als bei den Betonmasten, die seit Jahrzehnten bei der klassischen Trassenbauweise für Mittel- (20 kV) und Hochspannung (400 kV) eingesetzt werden. Die mechanischen und elektrischen Festigkeiten von Betonmasten aus UHPC sind unter dem Einfluss thermischer, elektrochemischer und elektromagnetischer Beanspruchungen und Belastung bisher unbekannt. Um jedoch einen langzeitstabilen sicheren Betrieb zu gewährleisten zu können, müssen umfangreiche Untersuchungen zum Einfluss der elektromagnetischen Felder auf Kompaktmasten mit UHPC durchgeführt werden.

In einem ersten Schritt ist zu klären welche elektrischen Feldstärken an Betonmasten auftreten und welche Auswirkungen diese auf den Mast haben können. Freileitungen werden seit vielen Jahrzehnten dimensioniert und gebaut. Daher soll zunächst in einem Literaturstudium analysiert werden welche Methoden bisher zur Berechnung der elektromagnetischen Felder angewendet wurden und ob diese für die Berechnung der Feldstärken an Betonmasten geeignet sind. Weiterhin sind im Literaturstudium die elektrischen und thermischen Eigenschaften für den Werkstoff Beton zu ermitteln. Es ist zu klären, welche Grenzwerte nach dem heutigen Stand der Technik für die elektrische und thermische Beanspruchung von Beton oder Betonmasten gelten.

Die herkömmlichen Freileitungsmasten benötigen große Flächen für die Trassen. Zudem werden diese Masten als oft störend im Landschaftsbild empfunden. Um diese Nachteile zu vermeiden, mehr Elektroenergie über große Entfernungen über Trassen mit geringen Flächenbedarf transportieren zu können und die Akzeptanz für Freileitungen zu erhöhen, sind neue Hochspannungsfreileitung in kompakter Bauweise notwendig (Bild 1). Um dieses Ziel zu erfüllen, sollen die Kompaktmaste aus ultra-hochfestem Beton (UHPC) hergestellt werden.

Auf Grund der möglicherweise zu befürchtenden gesundheitlichen Risiken für Menschen und Tiere, sowie der Beeinflussung benachbarter elektronischer Systeme (elektromagnetische Verträglichkeit EMV) dürfen die elektromagnetischen Felder einer Freileitung die jeweiligen maximal zulässigen Grenzwerte nicht überschreiten. Die maximalen zulässigen Grenzwerte betragen für

die elektrische Feldstärke $E_{zul} = 5 \text{ kV m}^{-1}$ und für die magnetische Flussdichte $B_{zul} = 100 \text{ } \mu\text{T}$ [1]. Die Feldstärken werden in der Mitte des Spannungsfeldes, in einer Höhe von 1 m über dem Erdboden berechnet.

Um mehr elektrische Leistung transportieren zu können, sind am meisten die Maste für zwei Drehstromsysteme ausgelegt. Da die Positionen der Leiter von beide Systemen für die elektrische und magnetische Feldstärke physikalisch eine Rolle spielt, kann man diese Positionen für einen Mastentwurf durch die Berechnungen und die Simulationen optimieren, um die elektrischen und magnetischen Felder auf einen minimalen Wert reduzieren zu können.

Anschließend werden mit den Ergebnissen aus dem Literaturstudium die elektrischen und magnetischen Feldstärken am Projekt des 380-kV-Betonmastes des Typs T32 berechnet.

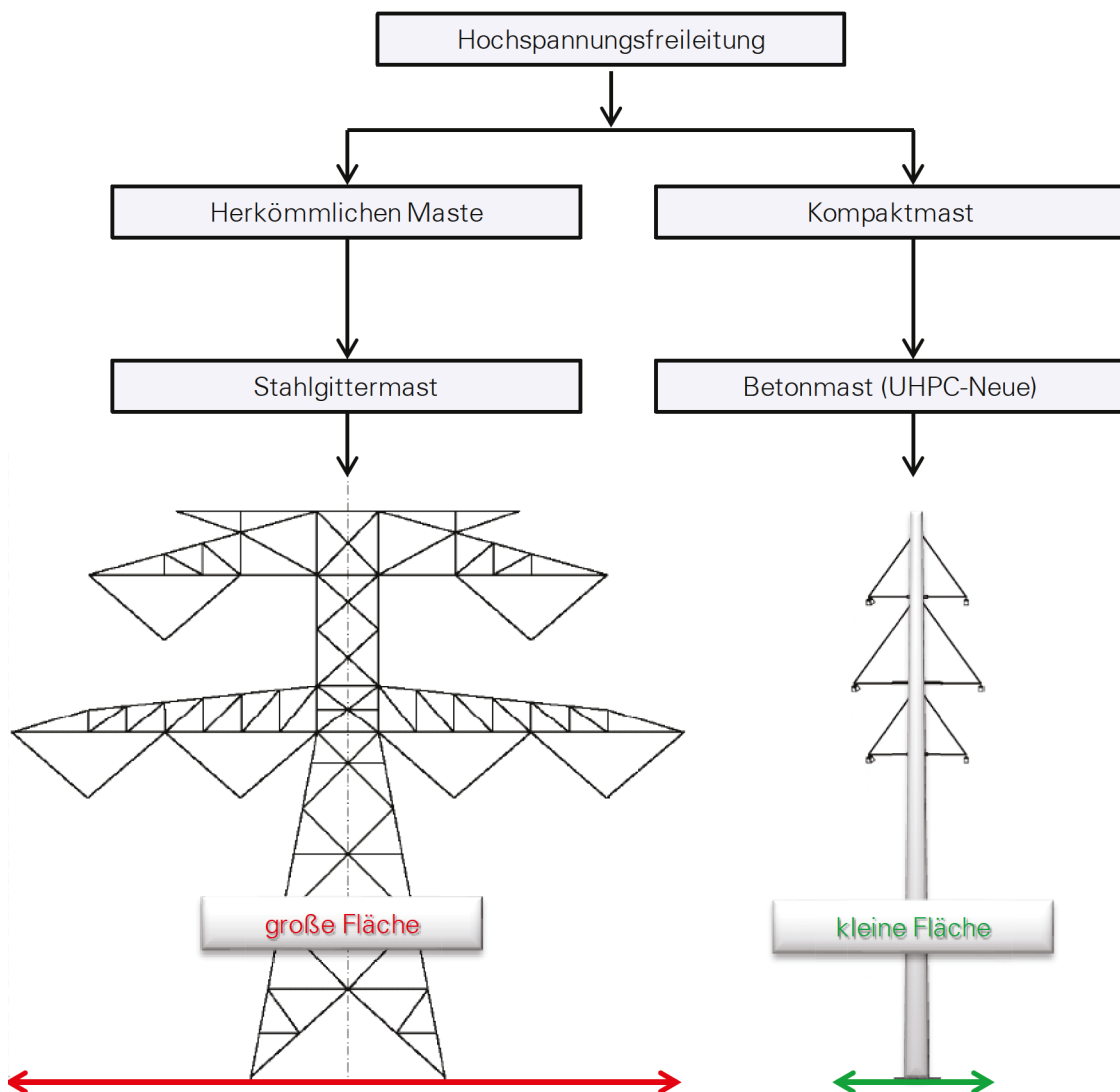


Bild 1: Beton Kompaktmast gegen herkömmlichen Mast

1.2 Betrachtung von Umwelt- und Akzeptanzaspekten

Hochspannungs-Freileitungen wurden bislang meist so errichtet, dass abhängig von den örtlichen, topografischen, gesetzlichen, umweltrechtlichen etc. Gegebenheiten möglichst kurze Leitungslängen realisiert werden konnten.

Dabei kann die Leitung durch sehr unterschiedliche Landschaftsformen wie Täler oder Hügel, Waldgebiete, Feuchtgebiete, Wüsten, Gewässer oder landwirtschaftliche Nutzflächen führen. Die Aufstellhöhen reichen vom Meeresspiegel bis ins Hochgebirge und die klimatischen Umgebungsbedingungen vom Wüstenklima bis zum tropischen Regenwald. Ballungsgebiete und Industrieregionen erschweren durch Emission schädlicher Gase und Stäube den sicheren Betrieb von Freileitungen [2].

Daraus ergeben sich sehr unterschiedliche Belastungen, die bei der mechanischen, dielektrischen, thermischen und blitzschutztechnischen Dimensionierung zu berücksichtigen sind und keine „Einheitslösungen“ erlauben.

- visuelle Wirkungen und ihr Einfluss auf Landschaftsgestalt und Erholungsqualität
- Barriere Wirkung und Konsequenzen für Fauna, (Vogelschlag), Landschaftsgestalt und Erholungsqualität
- Flächenbedarf sowie Änderung der Landnutzung und Folgen für die Umweltgüter
- elektromagnetische Felder und ihre Auswirkungen auf Mensch und Fauna (v.a. Avifauna: Vogelschlag)
- landschaftsangepasste und naturverträgliche Trassenführung
- Bündelung von Infrastruktur (Siedlung, Verkehr, Wasser, Gas.) unter Vermeidung von Raumnutzungskonflikten

Um Hochspannungs-Freileitungen ästhetisch in gestaltete Landschaften und städtische Strukturen einzubinden, ist in dieser Arbeit sehr interessante Lösung gefunden worden.

2 Berechnungen der elektrischen Feldverteilungen für die Leiterseilanordnungen der Isoliertraversen für Kompaktmaste.

2.1 Auswertung des Literaturstudiums (Stand des Wissens, Aufgabenstellung)

Die elektrische und die magnetische Feldstärkeverteilung an Freileitungen werden seit vielen Jahren für die verschiedensten Anordnungen ermittelt. Die Anordnungen unterschieden sich dabei hinsichtlich des Masttyps, der Mastgeometrie und der Spannungsebene. Zur Berechnung elektromagnetischer Felder werden die Maxwell Gleichung verwendet. Diese werden mit verschiedenen Methoden, wie z. B. dem Überlagerungsverfahren oder der Finiten-Elementen-Methode gelöst. Je nach Zielstellung werden die Berechnungen an sehr unterschiedlichen Stellen der Freileitung durchgeführt.

Die Berechnung von elektrischen und magnetischen Felder ist seit vielen Jahrzehnten ein fester Bestandteil bei der Dimensionierung von Freileitungen aller Spannungsebenen. Die elektromagnetischen Felder werden dabei für die verschiedensten klassischen Typen von Stahlgittermasten berechnet. In einer großen Zahl von Artikeln, Handbüchern und Planungshilfen werden die meist analytischen Berechnungsmethoden erörtert und die Ergebnisse für ausgewählte Stahlgittermasten vorgestellt [4]. Das vorrangige Ziel all dieser Veröffentlichungen ist es, die „Elektromagnetische Verträglichkeit“ (EMV) des Betriebsmittels Freileitungen mit der Umwelt, insbesondere hinsichtlich der Belastung von Menschen, die sich in diesem Bereich aufhalten, einzuschätzen. Dazu werden die elektrische und die magnetische Feldstärke in der Mitte eines Spannungsfeldes in einer Höhe von $h = 1$ m über dem Boden ermittelt [1]. Es wird betrachtet, ob und in welchem Bereich die festgelegten zulässigen Grenzwerte der Feldstärken für Menschen und Tiere eingehalten werden.

In neueren Veröffentlichungen, z. B. von Adel El Dein, werden die klassischen analytischen Berechnungsverfahren durch numerischen Verfahren wie z. B. der FEM (Finite Elemente Methode) ersetzt [5]. In einer Untersuchung der Firma Tennen¹ wurde ebenfalls das elektrische und das magnetische Feld unterhalb der Freileitung in einer Höhe von einem Meter über dem Boden berechnet [6]. Im Gegensatz zu den anderen Untersuchungen war diese Freileitung mit Kom-

¹ Tennen: ist ein Übertragungsnetzbetreiber in den Niederlanden und in einem großen Teil von Deutschland.

paktmasten aus Beton ausgestattet. Ziel dieser Untersuchungen war zum einen, die Feldstärkeverteilung des elektrischen Feldes zu ermitteln. Zum anderen sollte die optimale Abmessung zwischen den Leitern und dem Erdboden sowie zwischen den Leitern und dem Mast bestimmt werden [7]. An der Ohio State University wurden Berechnungen zur Verteilung der elektrischen Feldstärke entlang verschiedener Isolatoren durchgeführt [9]. Ziel dieser Untersuchungen war es eine Feldsteuerung an den Isolatoren und an der Oberfläche des Mastes zu erreichen um das Teilentladungsverhalten zu verbessern.

Aus den Ergebnissen der Literaturstudie ergibt sich eine Verteilung des Untersuchungsbedarfes an Freileitungsmasten (Bild 2).

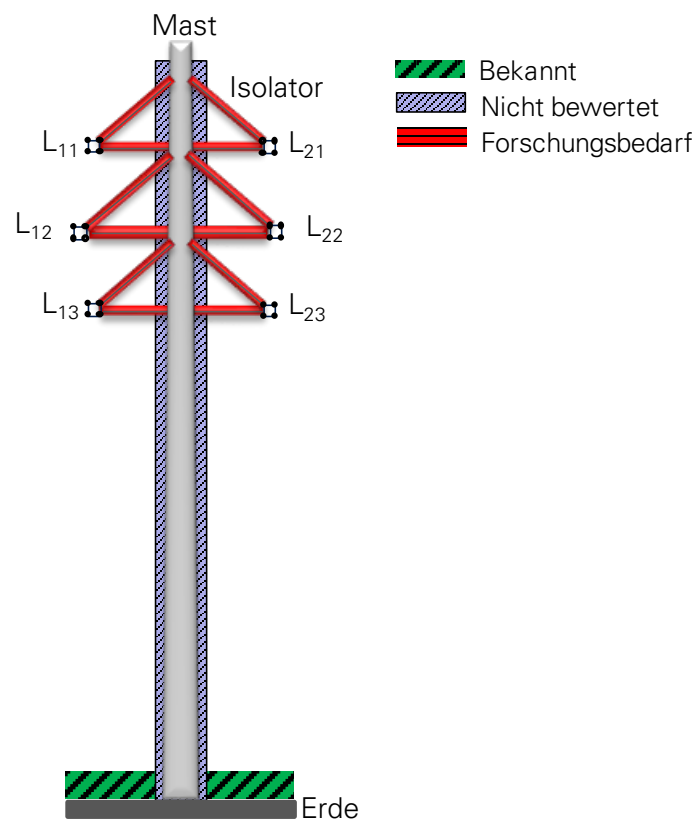


Bild 2: Betonmast schematisch eingeteilt nach Untersuchungsbedarf

Es zeigt sich, dass in der Nähe des Erdbodens ausreichend Ergebnisse zur Verteilung der elektromagnetischen Felder existieren. Untersuchungen zu den elektrischen und magnetischen Feldstärken entlang von Freileitungsmasten, insbesondere von Kompaktmasten, sind bisher unbekannt. Aus der Literaturstudie konnten keine elektrischen oder thermischen Eigenschaften oder Grenzwerte für eine elektrische oder thermische Beanspruchung von Beton ermittelt werden. Um den Einfluss der elektromagnetischen Felder auf Kompaktmasten beurteilen zu können, müssen zunächst die Feldstärken an einem Beispielmast einer 380-kV-Freileitung berechnet werden.

2.2 Verfahren zur Berechnung der elektrischen Feldstärke

2.2.1 Spiegelverfahren

Um die Ergebnisse der Feldberechnung des Kompaktmastes mit den aus der Literatur Feldverteilungen vergleichen zu können, wurden die Feldberechnungen zunächst mit dem in diesen Literaturstellen verwendeten Überlagerungsprinzip ermittelt [10]. Die elektrischen Feldstärken am Mast können dabei sehr einfach über das Spiegelladungsverfahren berechnet werden. Aus dem 2D-Modell des Kompaktmastes (Bild 2) lässt sich ableiten, die Leiter L_1 , L_2 und L_3 der Freileitung als Linienladungen Q_{Li} (Index $i = 1, 2, 3$) zu betrachten. Das von einer Linienladung Q_{Li} erzeugte elektrische Feld \vec{E}'_{Li} in einem Punkt $P(x,y)$ ergibt sich aufgeteilt in seine Richtungskomponenten zu:

$$E'_{xLi} = \frac{Q_{Li}}{2 \pi \varepsilon_0} \left[\frac{(x - a)}{(x - a)^2 + (y - h_{Li})^2} \right] \quad 2.1$$

$$E'_{yLi} = \frac{Q_{Li}}{2 \pi \varepsilon_0} \left[\frac{(y - h_{Li})}{(x - a)^2 + (y - h_{Li})^2} \right] \quad 2.2$$

Der Kompaktmast stellt die Grenze zum ideal leitenden Gebiet dar. Die Feldlinien des elektrischen Feldes treten in dieses Gebiet senkrecht ein. Um dieses Feld entsprechend nachzubilden wird an dieser Grenze die Linienladung Q_{Li} durch eine gleich große negative Ladung gespiegelt (Bild 3).

$$Q_{Li}^* = - Q_{Li} \quad 2.3$$

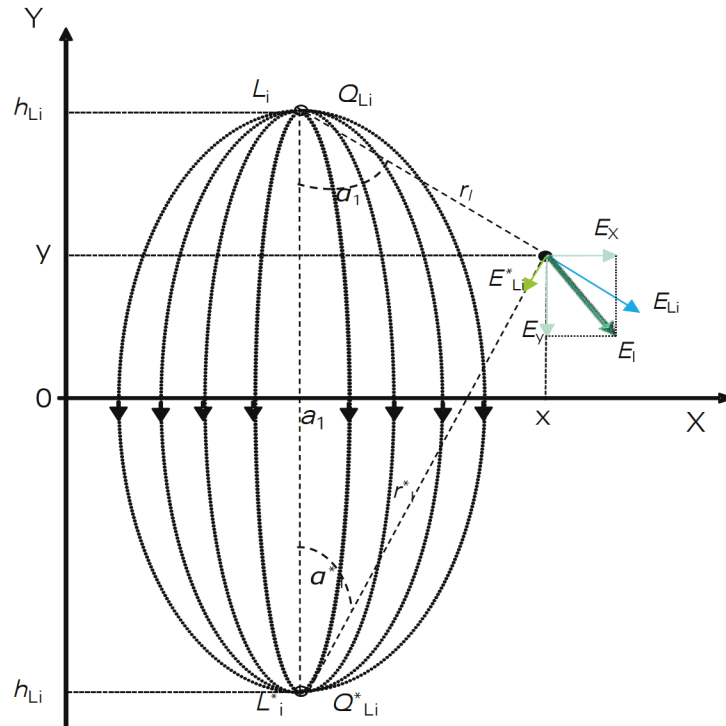


Bild 3: Überlagerte elektrische Feldstärke im Punkt $P(x,y)$ nach [12].

Die Komponenten des von der Spiegelladung Q_{Li}^* hervorgerufenen elektrischen Feldes \vec{E}_{Li}^* ergeben sich zu:

$$E_{xLi}^* = \frac{Q_{Li}^*}{2\pi\epsilon_0} \left[-\frac{(x+a)}{(x+a)^2 + (y-h_{Li})^2} \right] \quad 2.4$$

$$E_{yLi}^* = \frac{Q_{Li}^*}{2\pi\epsilon_0} \left[-\frac{(y-h_{Li})}{(x+a)^2 + (y-h_{Li})^2} \right] \quad 2.5$$

Der Vektor der elektrischen Feldstärke \vec{E}_{Li} in einem Punkt $P(x,y)$ für einen Leiter L_i setzt sich aus der Überlagerung der Richtungskomponenten der Feldstärken, die von der Ladung Q_{Li} und der Spiegelladung Q_{Li}^* des Leiters L_i verursacht, werden zusammen (Bild 3).

$$\vec{E}_{Li} = \begin{bmatrix} E_{xLi} \\ E_{yLi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{Q_{Li}}{2\pi\epsilon_0} \left[\frac{(x-a)}{(x-a)^2 + (y-h_{Li})^2} - \frac{(x+a)}{(x+a)^2 + (y-h_{Li})^2} \right] \\ \frac{Q_{Li}}{2\pi\epsilon_0} \left[\frac{(y-h_{Li})}{(x-a)^2 + (y-h_{Li})^2} - \frac{(y+h_{Li})}{(x+a)^2 + (y-h_{Li})^2} \right] \end{bmatrix} \quad 2.6$$

Für den Vektor der elektrischen Feldstärke \vec{E} am Kompaktmast in einem Punkt $P(x, y)$ müssen alle drei Leiter L_1 , L_2 und L_3 des Drehstromsystems berücksichtigt werden.

$$\vec{E} = \begin{bmatrix} E_{xLi} \\ E_{yLi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^3 \frac{Q_{Li}}{2 \pi \varepsilon_0} \left[\frac{(x - a)}{(x - a)^2 + (y - h_{Li})^2} - \frac{(x + a)}{(x + a)^2 + (y - h_{Li})^2} \right] \\ \sum_{i=1}^3 \frac{Q_{Li}}{2 \pi \varepsilon_0} \left[\frac{(y - h_{Li})}{(x - a)^2 + (y - h_{Li})^2} - \frac{(y + h_{Li})}{(x + a)^2 + (y - h_{Li})^2} \right] \end{bmatrix} \quad 2.7$$

Die sich auf den Leitern L_i befindliche Ladung Q_{Li} berechnet sich aus der Kapazität C_{Li} und der Spannung u_{Li} des jeweiligen Leiters.

$$Q_{Li} = C_{Li} u_{Li} = \frac{2 \pi \varepsilon_0 l}{\ln \frac{2a}{r_e}} u_{Li} \quad 2.8$$

Dabei sind die drei um 120° phasenverschobenen sinusförmigen Spannungen u_{L1} , u_{L2} und u_{L3} des Drehstromsystems zu beachten.

$$u_{Li}(t) = \hat{u} \sin(\omega t + \varphi_{Li}) \quad 2.9$$

Der Vektor der elektrischen Feldstärke \vec{E} aus (Gl.2. 7) einem Punkt $P(x,y)$ am Kompaktmaste ist daher ebenfalls eine zeitabhängige Größe.

$$\vec{E}(t) = \begin{bmatrix} E_x(t) \\ E_y(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^3 u_{Li}(t) \frac{1}{\ln \frac{2a}{r_e}} \left[\frac{(x - a)}{(x - a)^2 + (y - h_{Li})^2} - \frac{(x + a)}{(x + a)^2 + (y - h_{Li})^2} \right] \\ \sum_{i=1}^3 u_{Li}(t) \frac{1}{\ln \frac{2a}{r_e}} \left[\frac{(y - h_{Li})}{(x - a)^2 + (y - h_{Li})^2} - \frac{(y + h_{Li})}{(x + a)^2 + (y - h_{Li})^2} \right] \end{bmatrix} \quad 2.10$$

Die Zeitfunktionen der Spannungen u_{Li} (Gl 2. 9) können durch komplexe Zeiger dargestellt werden.

$$\begin{aligned}
u_{Li} &= \hat{u}_{Li} \cos(\omega t + \varphi_{Li}) + j \hat{u}_{Li} \sin(\omega t + \varphi_{Li}) \\
&= \hat{u}_{Li} e^{j(\omega t + \varphi_{Li})} = \operatorname{Re}\{U_{Li}\} + j \operatorname{Im}\{u_{Li}\}
\end{aligned}
\tag{2.11}$$

Damit ist der Vektor der elektrischen Feldstärke $\vec{E}(t)$ aus (Gl. 2. 10), ebenfalls als komplexer Zeiger $\underline{\vec{E}}$ darstellbar.

$$\vec{E} = \begin{bmatrix} E_x \\ E_y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \operatorname{Re}\{E_x\} + j \operatorname{Im}\{E_x\} \\ \operatorname{Re}\{E_y\} + j \operatorname{Im}\{E_y\} \end{bmatrix}
\tag{2.12}$$

Für die Überlagerung der elektrischen Feldstärken der einzelnen Leiter Li können die Real- und Imaginärteile in der Zeigerdarstellung aufsummiert werden.

$$\vec{E} = \begin{bmatrix} \operatorname{Re}\left\{\sum_{i=1}^3 E_{x Li}\right\} + j \operatorname{Im}\left\{\sum_{i=1}^3 E_{x Li}\right\} \\ \operatorname{Re}\left\{\sum_{i=1}^3 E_{y Li}\right\} + j \operatorname{Im}\left\{\sum_{i=1}^3 E_{y Li}\right\} \end{bmatrix}
\tag{2.13}$$

Entscheidend für die Wirkung der elektromagnetischen Felder am Kompaktmast ist deren Maximum. Der Maximalwert der Raumkomponenten \underline{E}_x und \underline{E}_y des elektrischen Feldstärkevektors ist die Länge des komplexen Zeigers, die durch den Betrag $|\underline{E}_x|$ und $|\underline{E}_y|$ aus Real- und Imaginärteil berechnet wird.

$$|\vec{E}| = \begin{bmatrix} |\underline{E}_x| \\ |\underline{E}_y| \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sqrt{\left(\operatorname{Re}\left\{\sum_{i=1}^3 E_{x Li}\right\}\right)^2 + \left(\operatorname{Im}\left\{\sum_{i=1}^3 E_{x Li}\right\}\right)^2} \\ \sqrt{\left(\operatorname{Re}\left\{\sum_{i=1}^3 E_{y Li}\right\}\right)^2 + \left(\operatorname{Im}\left\{\sum_{i=1}^3 E_{y Li}\right\}\right)^2} \end{bmatrix}
\tag{2.14}$$

Die Länge des Feldstärkevektors $|\vec{E}|$ ergibt sich aus dem Betrag der Raumkomponenten aus (Gl 2. 14).

$$|\vec{E}| = \sqrt{|\underline{E}_x|^2 + |\underline{E}_y|^2}
\tag{2.15}$$

Mit dem Spiegelverfahren kann die Verteilung der elektrischen Feldstärke nur für sehr einfache Anordnungen berechnet werden, da geschlossene Lösungen der Maxwellschen Gleichungen nur

für grundlegende Ladungsarten existieren. In diesem Verfahren kann die Anordnung des Kompaktmastes daher nur im 2D-Modell beschrieben werden. Die Geometrie des gesamten Modells wird mit nur wenigen Ladungen nachgebildet [14]. Der Rechenaufwand für das Spiegelladungsverfahren ist daher sehr gering und kann mit Tabellenkalkulation, wie z. B. MS-Excel, oder Computeralgebrasystem wie z. B. Mathcad durchgeführt werden.

2.2.2 Ladungsverfahren

Es wird nun jeder Ladung genau ein Konturpunkt zugeordnet und in diesem das Potential vorgegeben, so ergibt sich ein eindeutig lösbares lineares Gleichungssystem für die unbekannten Ladungswerte Q_{Li} [15].

$$\varphi(k_j) = \sum_{i=1}^n \varphi_i(k_j) = \sum_{i=1}^n P_{ij} Q_i \quad 2.16$$

Nach der Ladungsermittlung kann dann in jedem beliebigen Punkt $P(x, y, z)$ des interessierenden Feldgebietes das Potential mit (Gl 2.17) und die Feldstärke durch Gradientenbildung berechnet werden.

$$\vec{E} = - \sum_{i=1}^n \text{grad } \varphi_i \quad 2.17$$

Das Potential und die elektrische Feldstärke sind dabei, wie beim Spiegelladungsverfahren, statische Größen. Für das Beispiel des Kompaktmastes ist jedoch die Feldstärkeverteilung des Drehstromsystems der drei Leiter zu berücksichtigen [16]. Dafür werden für jeden Leiter L_i der Betrag der Feldstärkeverteilung E_{xLi} und E_{yLi} in Raumrichtung x und y bei maximaler Spannungsbelastung zunächst separat statisch berechnet. Anschließend werden die Ergebnisse der Feldberechnung, wie schon im Spiegelverfahren, als komplexe Zeiger (Gl 2.14) und (Gl 2.15) überlagert. Das durch die diskreten Ladungen nachgebildete Feld stimmt mit dem realen Feld nur näherungsweise überein. Die Güte der Nachbildung und damit die Genauigkeit der Ergebnisse hängen von der räumlichen Anordnung der Ladungen und Konturpunkte ab und muss nach jeder Rechnung kontrolliert werden [17]. Durch die wesentlich höhere Anzahl an Ladungen, bildet das Ladungsverfahren die Feldstärkeverteilung am Kompaktmast genauer nach als das Spiegelverfahren. Das Ladungsverfahren kann rechnergestützt durch das Programm CSM53 [18] durchgeführt werden, das die statische Feldstärkeverteilung der einzelnen Leiter L_i berechnet. Die Überlagerung der komplexen Zeigergrößen erfolgt dann in einem Tabellenkalkulationsprogramm z. B. MS-Excel. Durch das Nachbilden des Feldes mit einer hohen Anzahl an Ladungen und durch die Möglichkeit verschiedene Koordinatensysteme im CSM53 zu wählen [19], sind mit dem Ladungsverfahren schon wesentlich komplexere Anordnungen berechenbar. Für das Beispiel des Kompaktmastes wurden das 2D-Modell und das Toroid-Modell mit dem Ladungsverfahren berechnet und mit dem Programm CSM53 simuliert (Bild 4).

Hier werden die Leiter als Ladungen in einer Ebene betrachtet.

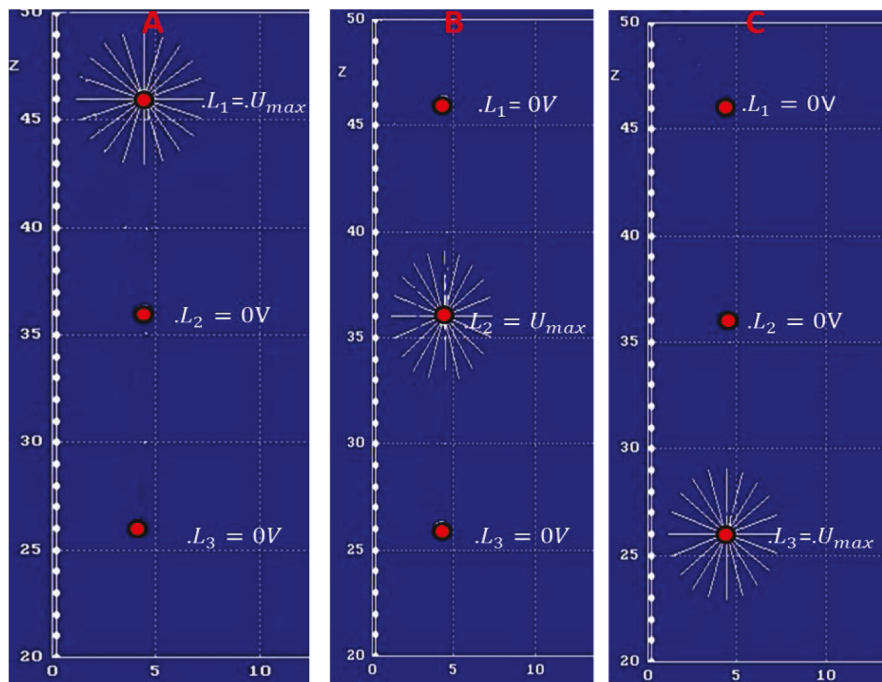


Bild 4: CSM53 Modell der elektrischen Feldstärke in den Punkten (x,y) A(4,6;46), B(4,6;36), C(4,6;26)_Ladungsverfahren

2.2.3 FEM (Finite Elemente Methode)

Werden die Modelle zur Berechnung einer Anordnung komplexer, können die Gleichungen der elektromagnetischen Felder nach Maxwell nur noch numerisch gelöst werden. Die Maxwell'schen Gleichungen liegen in der Form von Differentialgleichungen vor [20]. Sie beschreiben das Verhalten der elektromagnetischen Felder in einem differentiell kleinen Teil des Raumes. Die numerische Lösung der Differentialgleichungen kann z. B. mit der FEM (Finite Elemente Methode) bestimmt werden [23]. Dazu wird das zu untersuchende Modell einer Anordnung in beliebig viele endliche (finite) Elemente (Dreiecke, Vierecke, Tetraeder usw.) unterteilt. Es werden Ansatzfunktionen gewählt, welche die unbekannten Lösungsfunktionen der Differentialgleichungen in den finiten Elementen hinreichend genau beschreiben. Für die Berechnung elektromagnetischer Felder bieten sich die elektrischen und magnetischen Potentialfunktionen an. Für den Fall des zweidimensionalen elektrischen Feldes in einem Dreieckselement kann z. B. eine lineare Ansatzfunktion für das statische elektrische Potential gewählt werden.

$$\varphi(x, y) = C_1 + C_2 x + C_3 y \quad 2.18$$

Die Potentiale der drei Knoten i , k und j des Elementes ergeben sich zu:

$$\varphi_i = C_1 + C_2 X_i + C_3 Y_i \quad 2.19$$

$$\varphi_j = C_1 + C_2 X_j + C_3 Y_j \quad 2.20$$

$$\varphi_k = C_1 + C_2 X_k + C_3 Y_k \quad 2.21$$

Die Koeffizienten C_1 , C_2 und C_3 der Ansatzfunktion kann man durch die drei Knotenpotentiale, φ_i , φ_j und φ_k des Dreieckselementes und die Knotenkoordinaten x_i , x_j , x_k , y_i , y_j und y_k bestimmen. Werden die bestimmten Koeffizienten in die ursprüngliche Ansatzfunktion (Gl. 2.18) eingesetzt und diese nach den Knotenpotentialen geordnet erhält man die Formfunktion.

$$\varphi(x, y) = \frac{1}{2A} \begin{bmatrix} [x_j y_k - x_k y_j + (x_i - y_k)x + (x_k - x_j)y] \varphi_i \\ + [x_k y_i - x_i y_k + (y_k - y_i)x + (x_i - x_k)y] \varphi_j \\ + [x_i y_j - x_j y_i + (y_i - y_j)x + (x_j - x_i)y] \varphi_k \end{bmatrix} \quad 2.22$$

Mit

$$2A = x_i \cdot (y_j - y_k) + x_j \cdot (y_k - y_i) + x_k \cdot (y_i - y_j) \quad 2.23$$

Sie beschreibt die Verteilung des Potentialfeldes in einem finiten Dreieckselement. Für die eindeutige Bestimmung der Potentialverteilungsfunktion jedes Elementes wird die im Feld gespeicherte Energie W genutzt. Für das elektrostatische Feld im finiten Dreieckselement ist die Energie W :

$$W = \frac{1}{2} \varepsilon \int_A \vec{E}^2 dA \quad 2.24$$

Die elektrische Feldstärke \vec{E} ist durch den Gradienten des elektrischen Potentials φ bestimmt.

$$\vec{E} = -\text{grad } \varphi \quad 2.25$$

Mit dem Potential $\varphi(x, y)$ aus der (Gl. 2.22) ergibt sich die Energie zu:

$$W = \frac{1}{2} \varepsilon \int_A \left[\left(\frac{\partial \varphi(x, y)}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \varphi(x, y)}{\partial y} \right)^2 \right] dA \quad 2.26$$

Die im elektrischen Feld gespeicherte Energie muss minimal sein. Dafür wird die im Feld gespeicherte Energie partiell nach den Potentialen φ_i , φ_j und φ_k der Elementknoten abgeleitet und zu Null gesetzt.

$$\frac{\partial W}{\partial \varphi_i} = 0, \quad \frac{\partial W}{\partial \varphi_j} = 0, \quad \frac{\partial W}{\partial \varphi_k} = 0 \quad 2.27$$

Daraus ergeben sich die Bestimmungsgleichungen für die unbekannten Potentiale φ_i , φ_j und φ_k eines Dreieckselementes. Die Koeffizienten der Bestimmungsgleichungen werden in der Steifigkeitsmatrix K zusammengefasst.

$$\begin{pmatrix} \partial W / \partial \varphi_i \\ \partial W / \partial \varphi_j \\ \partial W / \partial \varphi_k \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K_{ii} & K_{ij} & K_{ik} \\ K_{ji} & K_{jj} & K_{jk} \\ K_{ki} & K_{kj} & K_{kk} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \varphi_i \\ \varphi_j \\ \varphi_k \end{pmatrix} \quad 2.28$$

Besteht das FEM-Modell der Anordnung aus mehreren Elementen, sind für jedes einzelne Element die Bestimmungsgleichungen aufzustellen. Die Bestimmungsgleichungen der einzelnen Elemente werden durch Summation der jeweiligen Komponenten zur vollständigen Systemmatrix des FEM-Modelles zusammengesetzt. In der Systemmatrix werden die bekannten Potentiale als Randbedingungen vorgegeben. Die Lösung des Gleichungssystems erfolgt meist rechnergestützt mit iterativen Verfahren [24]. Wie bereits bei den analytischen Überlagerungsverfahren gezeigt, können harmonische Größen auch bei der FEM durch komplexe Zeiger beschrieben werden. Mit der FEM ist es möglich auch sehr komplexe Modelle von Anordnungen zu berechnen. Dem Ablauf der Berechnung liegt dabei folgende Struktur zu Grunde:

- Modell der zu berechnenden Anordnung bilden
 - Koordinatensystem wählen (2D, 3D, kartesisch, zylindrisch, usw.)
 - Geometrie vereinfachen (geringere Komplexität, Symmetrien)
- Geometrie des Modells im FEM-Programm aufbauen
- Vernetzen (Diskretisieren)
 - Auswahl des Elementtyps bzw. der Ansatzfunktion
 - Netzdichte festlegen
- Randbedingungen vorgeben
 - Materialeigenschaften
 - Lasten (Potentiale bzw. Spannungen) aufbringen
- Berechnung
 - Lösen die Gleichungssysteme durch den Solver des FEM-Programmes
- Darstellen der Ergebnisse
 - z. B. Überlagern realer und imaginärer Lösungsanteile
 - Darstellen von skalaren oder vektoriellen Größen

Die Genauigkeit der Berechnung elektromagnetischer Felder mit der FEM hängt zum einen stark von der Modellbildung (welche Vereinfachungen werden getroffen, wie viel Raum wird mit modelliert) ab. Zum anderen bestimmt die Diskretisierung (welche Art von Element wird genutzt,

wie hoch ist die Netzdichte an welcher Stelle des Modells) die Genauigkeit maßgeblich. Die Verteilung der elektrischen Feldstärke wurde mit der FEM für alle drei Modelle (2D, Toroid, 3D) des Kompaktmastes berechnet. Dazu kam das FEM-Programm Comsol [22]. zum Einsatz.

2.3 Design des Kompaktmastes

Die Hochspannungsfreileitungen mit Stahlgittermasten als Kompaktmasten mit schmalen Trassen, wie z. B. Tonnen Masten (Bild 5) werden weltweit verwendet. Im selben Kontext werden die Entwürfe (Bild 6) für Betonkompaktmasten angenommen.

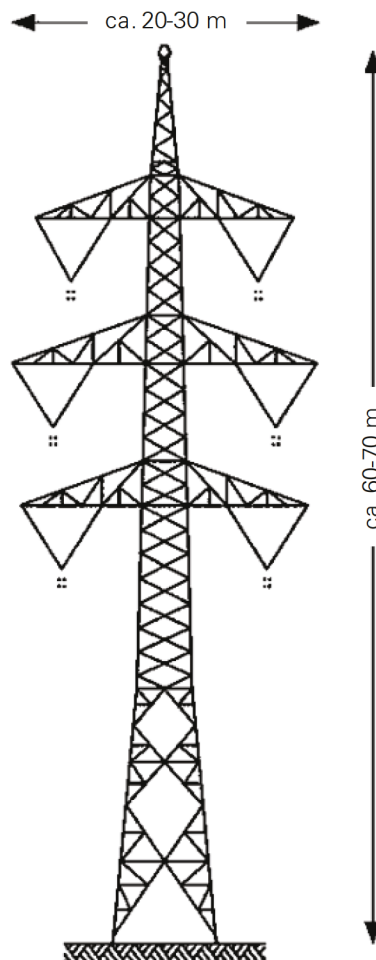


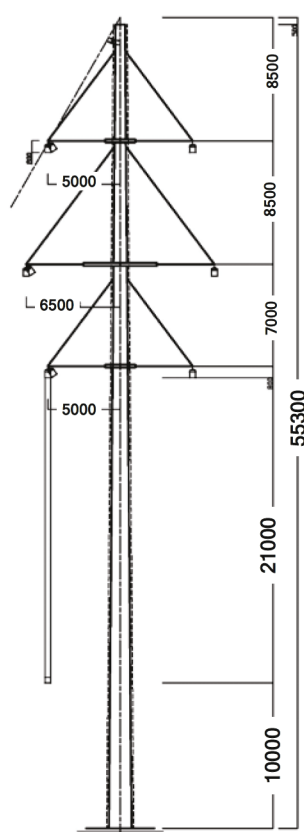
Bild 5: herkömmlicher Tonnen-Gittermast 380 kV

Die Berechnungen der elektrischen und magnetischen Feldstärken erfolgen an Betonmasten des Typs T1+32 (6a) und T1+32 Mast mit versetzten Isolatoren (Bild 6, b), welche mit zwei 380-kV-Systemen ausgestattet und für einen Strom von 4000 A bemessen sind [24].

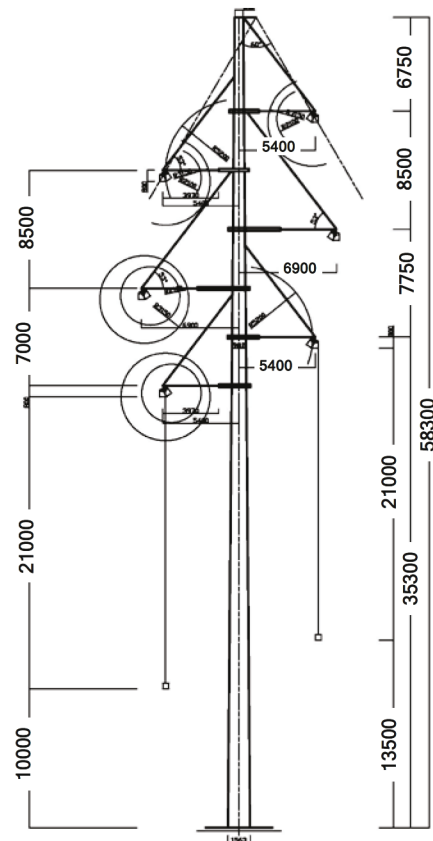
Der untersuchte Tonnenmast des Typs T1+32 setzt sich aus einem Mastschaft aus Stahlbeton, den Verbundisolatoren und den Armaturen für die Leiterseile zusammen. Der Mastschaft besteht

aus einem vorgespannten Schleuderbeton, bei dem die Stahlbewehrung mit einem ultrahochfesten Beton mit einer Festigkeit von $R = 180 \text{ N mm}^{-2}$ verbunden ist. Die drei Leiter der beiden Drehstromsysteme sind als Bündelleiter mit jeweils vier Leiterseilen pro Bündel (Vierer-Bündel) ausgeführt. Sie werden durch jeweils zwei Verbundisolatoren direkt am Mastschaft montiert. Die Leiter des Drehstromsystems befinden sich senkrecht übereinander. Die Reihenfolge der Leiter wird für die Berechnungen zu L_{11} , L_{12} , L_{13} gewählt, wobei der Leiter L_{11} der Bündelleiter mit der größten Höhe ist. Es ergibt sich ein minimaler Abstand zwischen dem untersten Leiterseil und dem Erdboden von $d_{L-E} = 10,32 \text{ m}$. Das Erdseil ist am oberen Ende des Mastschaftes befestigt.

Im Entwurf (T1-1) sind die beiden Drehstromsysteme bei einer gesamten Masthöhe von 55,3 m (Bild 6 a) symmetrisch zueinander angeordnet. Beim zweiten Entwurf (T1-5) werden die beiden Drehstromsysteme bei einer gesamten Masthöhe von 58,3 m (Bild 6 b) unsymmetrisch zueinander angeordnet [24].



a: KoHöMaT-T32
(T1-1)



b: KoHöMaT-T32
(versetzte Anordnung der Isolatoren)
(T1-5)

Bild 6: Geometrische Maße für den Kompaktmasttyp T32 mit und ohne versetzt angeordneten Isolatoren

2.4 Reduzierung der elektrischen Feldstärke in Bodennähe

Die Maste sind für zwei Drehstromsysteme ausgelegt. Jedes Drehstromsystem hat drei Leiter, die im ersten System mit L_{11} , L_{12} , L_{13} und im zweiten System L_{21} , L_{22} , L_{23} bezeichnet werden (Bild 7).

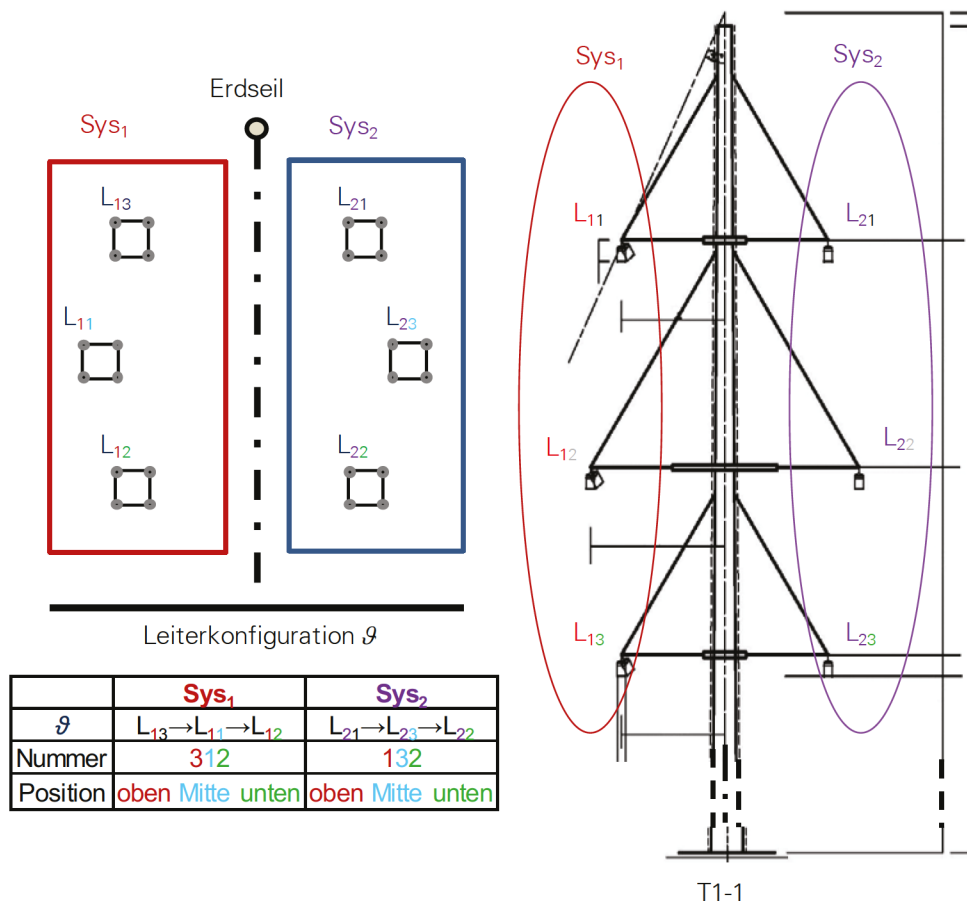


Bild 7: Leiterkonfiguration für zwei 380-kV-Drehstromsysteme, Sys₁, Sys₂

2.4.1 Orientierung der Leiterkonfigurationen

Man kann die Positionen der Leiter variieren. Bei der Berechnungen der elektrischen und magnetischen Feldstärke müssen die Positionen der Leiter von beiden Systemen beachtet werden [4]. Insgesamt ergeben sich theoretisch 36 verschiedenen Leiterkonfigurationen, von denen jedoch nur 21 Fälle zu berechnen sind, während die weiteren 15 Fälle identisch mit anderen Fällen sind (Tabelle 1). Davon werden zunächst 12 Fälle als „günstige Fälle“ bewertet, weil die elektromagnetischen Feldstärke E in 1 m Höhe über dem Boden deutlich kleiner als 7 kV m^{-1} ist. Alle anderen Fälle werden zunächst als „ungünstigen Fälle“ bezeichnet.

Tabelle 1: Auflistung der Leiterkonfigurationen

Sys1	Sys2					
123	123	132	213	231	312	321
132	123	132	213	231	312	321
213	123	132	213	231	312	321
231	123	132	213	231	312	321
312	123	132	213	231	312	321
321	123	132	213	231	312	321
Günstige Fälle			ungünstige Fälle		identische Fälle	—

Die elektrische Feldstärke E wurde in der Mitte des Spannungsfeldes, wo der Durchhang am größten ist, für mehrere Leiterkonfigurationen in 1 m Höhe über dem Erdboden bei Belastung mit einer Spannung von 400 kV und einem Strom von 4092 A berechnet und verglichen (Bild 8).

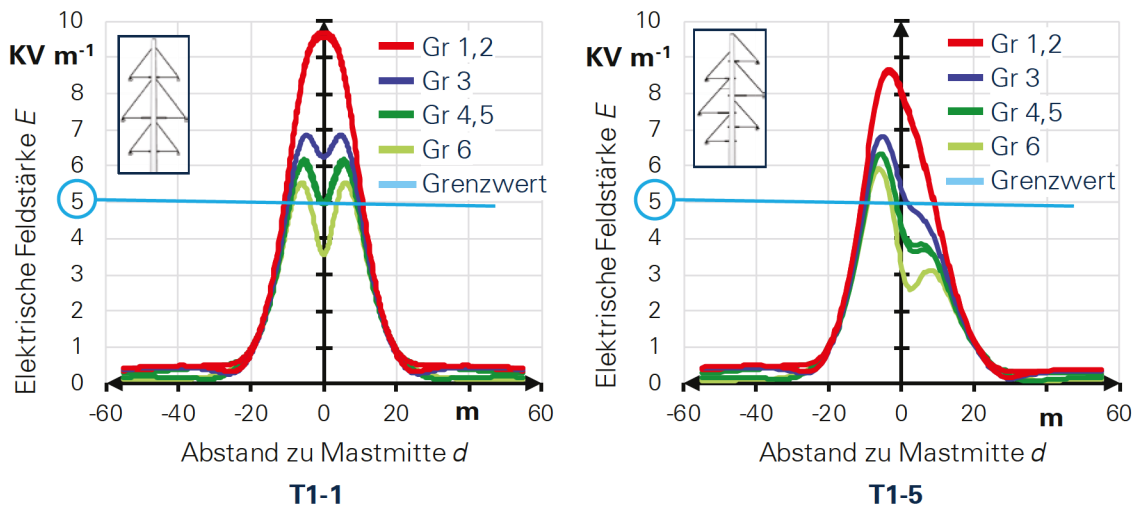








Bild 8: Elektrische Feldstärke in einer Höhe von 1 m über dem Boden berechnet für die verschiedenen Entwürfe des Kompaktmastes

Als Ergebnis ergeben sich sechs unterschiedliche Gruppen mit jeweils sechs verschiedenen Leiterkonfigurationen (Tabelle 1). Für eine Gruppe ergibt sich immer die gleiche maximale elektrische Feldstärke. Die „ungünstigen“ Leiterkonfigurationen, mit $E_{\max} > 7 \text{ kV m}^{-1}$, sind die Leiterkonfigurationen der Gruppe 1 und 2. Es sind damit zwölf „ungünstige“ Leiterkonfigurationen zu beachten (Tabelle 2 Rot).

Um den Grenzwert der zulässigen elektrischen Feldstärke einhalten zu können, müsste der Abstand $d_{E,L}$ zwischen dem Erdboden und dem tiefsten Leiter vergrößert werden. Um dieses Ziel zu erreichen, kann man der Masthöhe erhöhen oder die maximale Spannweite des Feldes reduzieren.

Für die beiden Mastentwürfe T1-1 und T1-5 muss, abhängig von der Anordnung der Leiterseile der Abstand $d_{L,E}$ zwischen dem Erdboden und dem tiefsten Leiter zwischen 0,6 m bis 7,01 m erhöht werden (Tabelle 2).

Tabelle 2: Maximale elektrische Feldstärke E_{\max} berechnet für verschiedene Mastentwürfe und Leiterseilanordnungen sowie der erforderliche Abstand $d_{L,E}$ zwischen dem untersten Leiterseil und dem Erdboden zur Einhaltung der zulässigen elektrischen Feldstärke E_{zul}

Gruppe	Leiterkonfiguration	$d_{L,E} = 10,32 \text{ m}$		$E_{\text{zul}} = 5 \text{ kV m}^{-1}$	
		$E_{\max} / \text{kV m}^{-1}$		$d_{L,E} / \text{m}$	
		T1-1	T1-5	T1-1	T1-5
1	 123-123 132-132 213-213 231-231 312-312 321-321	9,69	8,68	17,42	16,00
2	 123-213 132-312 213-123 231-321 312-132 321-231	9,56	8,63	17,32	15,82
3	 123-132 132-123 213-231 231-213 312-321 321-312	6,87	6,59	12,92	12,67
4	 123-312 132-213 213-321 231-123 312-231 321-132	6,19	6,3	11,72	11,97
5	 123-231 132-321 213-132 231-312 312-123 321-213	6,19	6,3	11,72	11,97
6	 123-321 132-231 213-312 231-132 312-213 321-123	5,55	5,9	10,92	11,40

2.4.2 Einsetzen der Kompensationseile

In den Ergebnissen der Berechnungen sieht man deutlich, dass ohne Veränderung des Abstandes zwischen dem untersten Leiterseil und dem Erdboden, für die elektrische Feldstärke E , bei keiner der möglichen Leiterkonfigurationen der Grenzwert von $E_{\text{zul}} = 5 \text{ kV m}^{-1}$ eingehalten wird. Aufgrund der zu befürchtenden gesundheitlichen Risiken für Menschen und Tiere, sowie der Beeinflussung benachbarter elektronischer Systeme (elektromagnetische Verträglichkeit: EMV) dürfen die elektromagnetischen Felder einer Freileitung in der Mitte des Spannungsfeldes, in einer Höhe von 1 m über dem Erdboden den jeweiligen maximal zulässigen Grenzwert $E_{\text{zul}} = 5 \text{ kV m}^{-1}$ nicht überschreiten [1][26]. Um die elektrische Feldstärke bei gegebener Leiterkonfiguration und Masthöhe zu reduzieren, wird in der Literatur z. B. der Einsatz von Kompensationsseilen (KS) unterhalb der Leiterseile beschrieben (Bild 9) (Tabelle 3) [27].

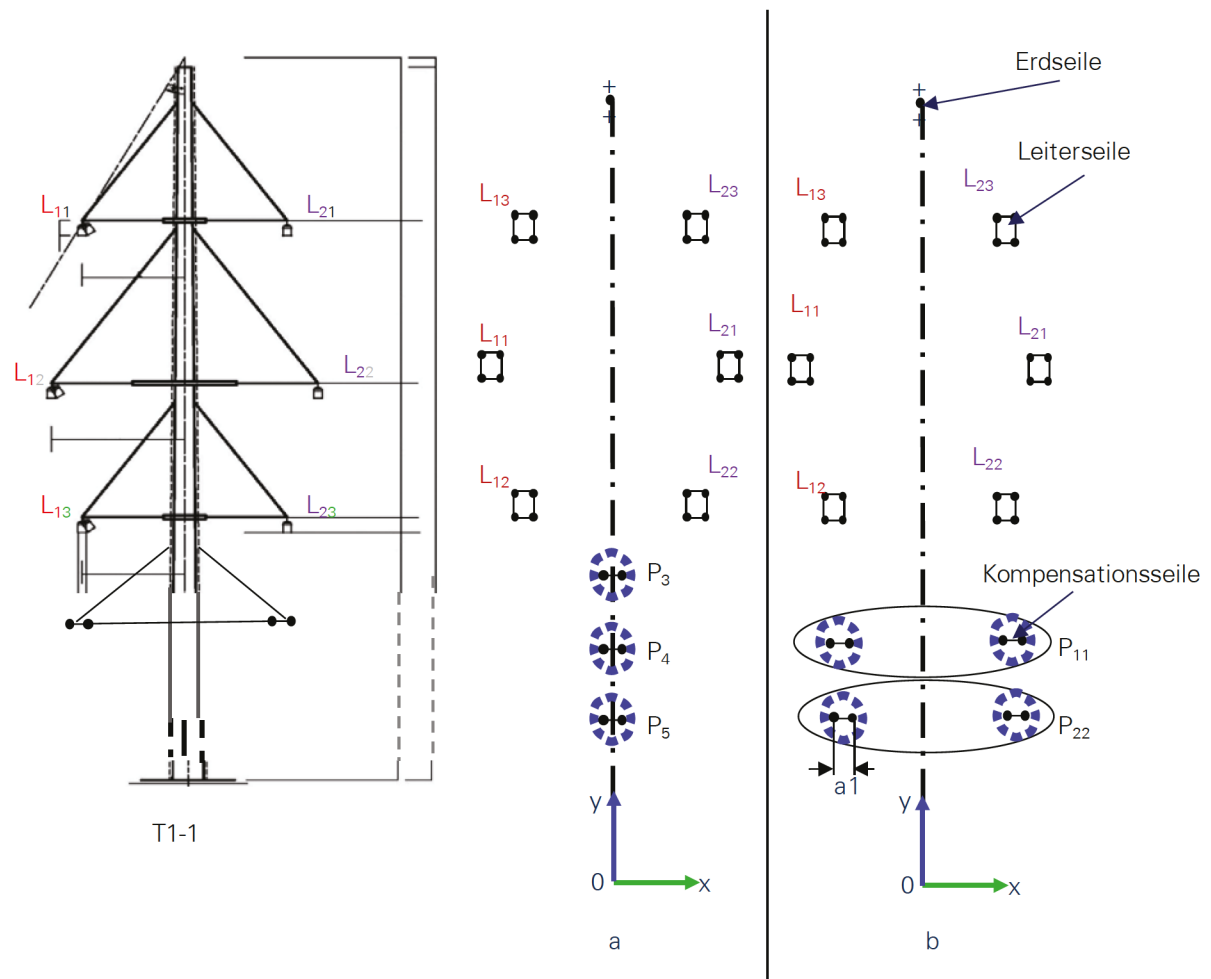


Bild 9: Position der Kompensationsseile, a: P3 bis P5 für ein Kompensationsseil, b: P11 und P22 für zwei Kompensationsseile

Tabelle 3: die Positionen der Leiterseile mit Kompensationsseile

<i>Position</i>	<i>L_{13}/L_{23}</i>	<i>L_{11}/L_{21}</i>	<i>L_{12}/L_{22}</i>	<i>P_3</i>	<i>P_4</i>	<i>P_5</i>	<i>P_{11}</i>		<i>P_{22}</i>	
<i>X[m]</i>	-5,4/5,4	-6,9/6,9	-5,4/5,4	0	0	0	-5,4	5,4	-5,4	5,4
<i>Y[m]</i>	46,5	38	31	28	27	26	27	27	26	26

Um die Wirkung der Kompensationsseile zu ermitteln, wurde die Verteilung der elektrischen Feldstärke für eine 380-kV-Leitung in Kompaktbauweise mit 2 Systemen, mit dem Mastbild Tonne und der Leiterkonfiguration (Gruppe 1) gemäß (Tabelle 2) berechnet. Die Kompensationsseile sind mit der Erdungsanlage der Maste leitend verbunden und liegen somit auf Erdpotential. Die Kompensationsseile sind mit der Erdungsanlage der Maste leitend verbunden und liegen somit auf Erdpotential. Sie werden in Form von Zweierbündeln ausgeführt und entweder einzeln (Bild 9 a) oder als Paar am Mast (Bild 9 b) befestigt.

Wenn Zweier-Bündelleiter mit einem Bündelleiterabstand von 100 bis 500 mm verwendet werden, kann die elektrische Feldstärke über dem Boden deutlich reduziert werden (Tabelle 4).

Tabelle 4: Berechnete elektrische Feldstärke, abhängig vom Abstand a_1 der Bündelleiter und der Positionen des Kompensationsseiles

$E / \text{kV m}^{-1}$		zweifaches Kompensationsseil		einzelnes Kompensationsseil		
a_1 / mm		P_{11}	P_{22}	P_3	P_4	P_5
	y / m	27	26	28	27	26
100		6,6	6,9	7,4	7,4	7,4
200		6,4	6,7	7,3	7,3	7,3
300		6,3	6,6	7,2	7,2	7,2
400		6,2	6,5	7,1	7,1	7,1
500		6,1	6,4	7,1	7,1	7,1

Werden für die Mastdesigns T1-1 (Bild 9 a) und T1-5 (Bild 9 b) zwei Kompensationsseilen in Position P_{11} verwendet, verringert sich die maximale Feldstärke z. B. für T1-1 beim Fall (312-312) von $9,7 \text{ kV m}^{-1}$ auf $6,1 \text{ kV m}^{-1}$. (Bild 10 Links) Die Wirkung eines einzelnen Kompensationsseiles ist jedoch deutlich geringer. Allein durch den Einsatz eines Kompensationsseils kann der Grenzwert der elektrischen Feldstärke von 5 kV m^{-1} für den betrachteten Mast nicht eingehalten werden. Der Mast muss zusätzlich um $1,5 \text{ m}$ erhöht werden.

Die elektrische Feldstärke wird durch Kompensationsseile in einem günstigem Fall z. B. Fall (312-213) weniger beeinflusst als in einem ungünstigen Fall. Besonders wenn nur ein einzelnes Kompensationsseil eingesetzt wird T1-1 (Bild 10) und T1-5 (Bild 11).

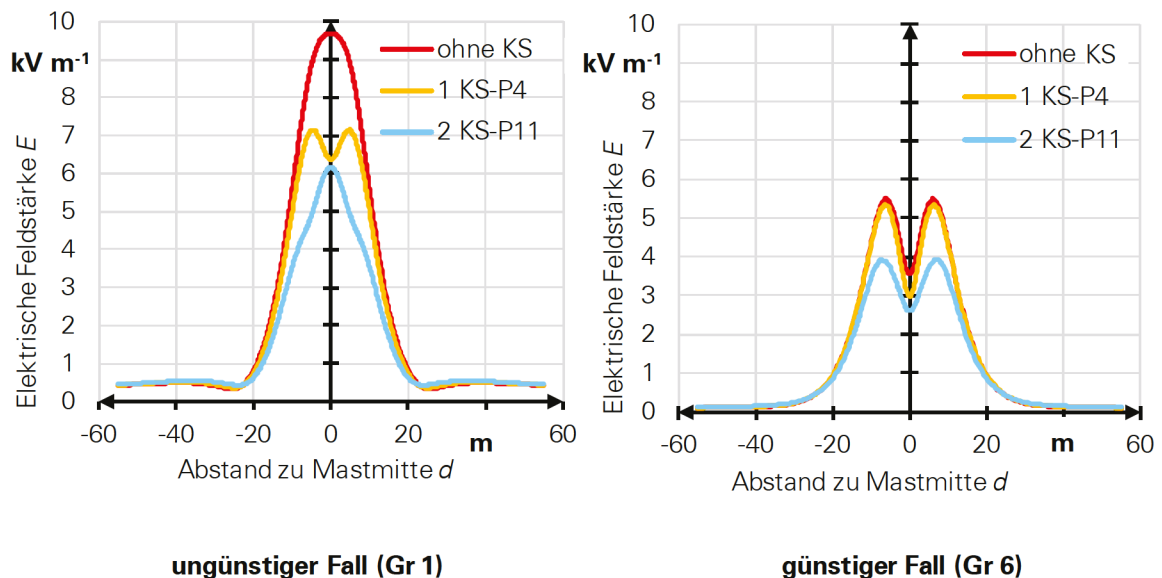


Bild 10: Berechnete elektrische Feldstärke in einer Höhe von 1 m über dem Boden, abhängig von der Höhe des Kompensationsseiles bei einem Abstand $a_1 = 400 \text{ mm}$ der Bündelleiter (symmetrische Anordnung der Isolatoren, T1-1)

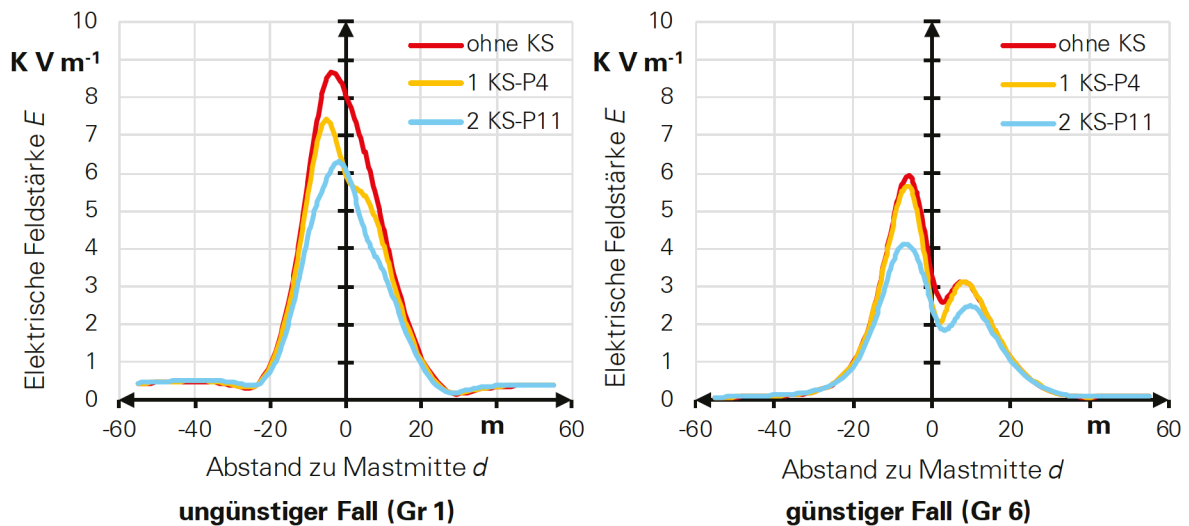


Bild 11: Berechnete elektrische Feldstärke in einer Höhe von 1 m über dem Boden, abhängig von der Höhe des Kompensationsseiles bei einem Abstand $a_1 = 400$ mm der Bündelleiter (versetzte Anordnung der Isolatoren, T1-5)

2.5 Berechnung der elektrischen Feldstärke bei horizontaler Anordnung

Die obigen Berechnungen wurden für vertikal angeordnete Systeme durchgeführt. Bei einem vertikalen System werden die drei Leiter eines Systems L_{11} , L_{12} , L_{13} alle auf einer Seite des Mastes angeordnet, während sich die Leiter L_{21} , L_{22} , L_{23} des zweiten Systems auf der anderen Seite befinden. Vertauscht man die Leiter der beiden Systeme in der Art, dass das eine System vorzugsweise oben und das andere unten angeordnet ist spricht man vom „horizontalen Systemen“ (Bild 12).

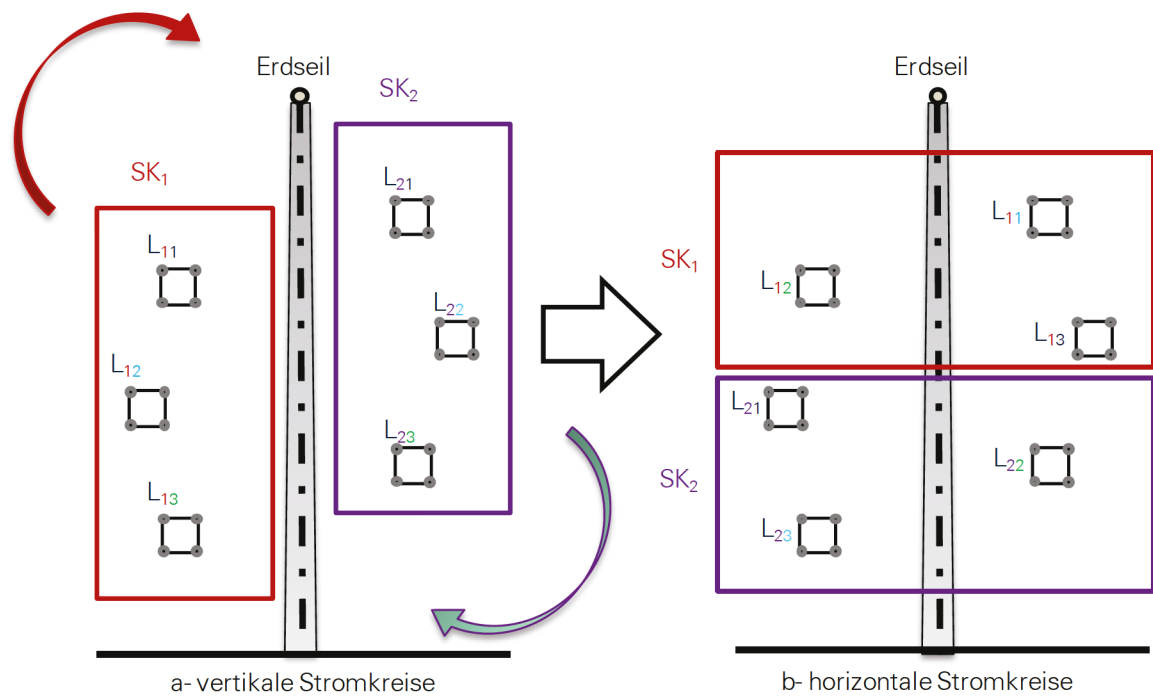


Bild 12: Positionen der Leiterseile für horizontale und vertikale Systeme

Bei horizontal angeordneten Systemen ergeben sich ebenfalls 36 verschiedene Fälle der Leiterkonfiguration. Die elektrische Feldstärke wurde auch für „horizontale Systeme“ für verschiedenen Leiterkonfigurationen berechnet (Bild 13).

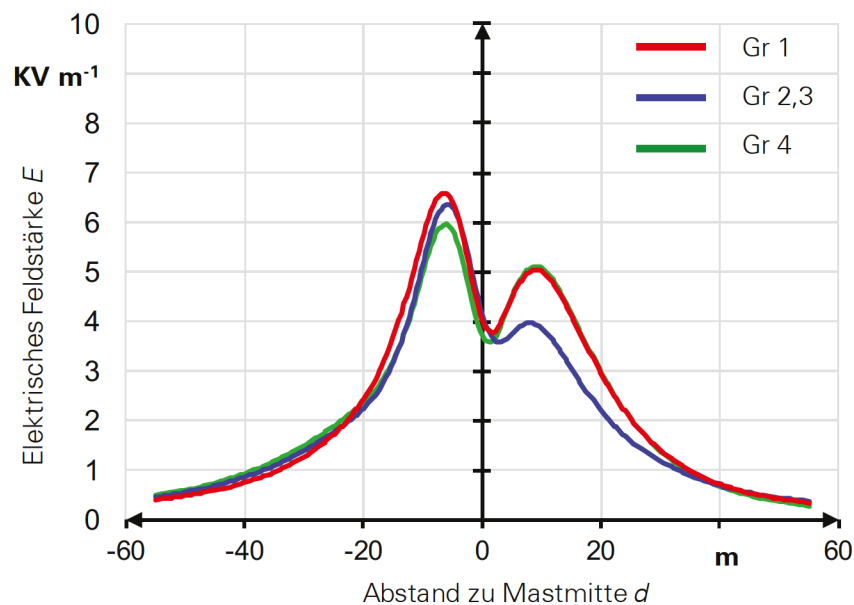


Bild 13: Verteilung der elektrischen Feldstärke E in 1 m über dem Boden für die horizontal angeordneten Systeme mit allen Leiterkonfigurationen

An den Ergebnissen sieht man deutlich, dass bei allen Möglichkeiten die maximal auftretenden elektrischen Feldstärken bei horizontalen System kleiner als 7 kV m^{-1} sind. Es sind alles „günstige Fälle“ der Leiterkonfiguration. Die elektrische Feldstärke war bei allen Anordnungen mit einer horizontalen Leiterkonfigurationen geringer als bei solchen mit vertikaler Leiterkonfiguration (Bild 14).

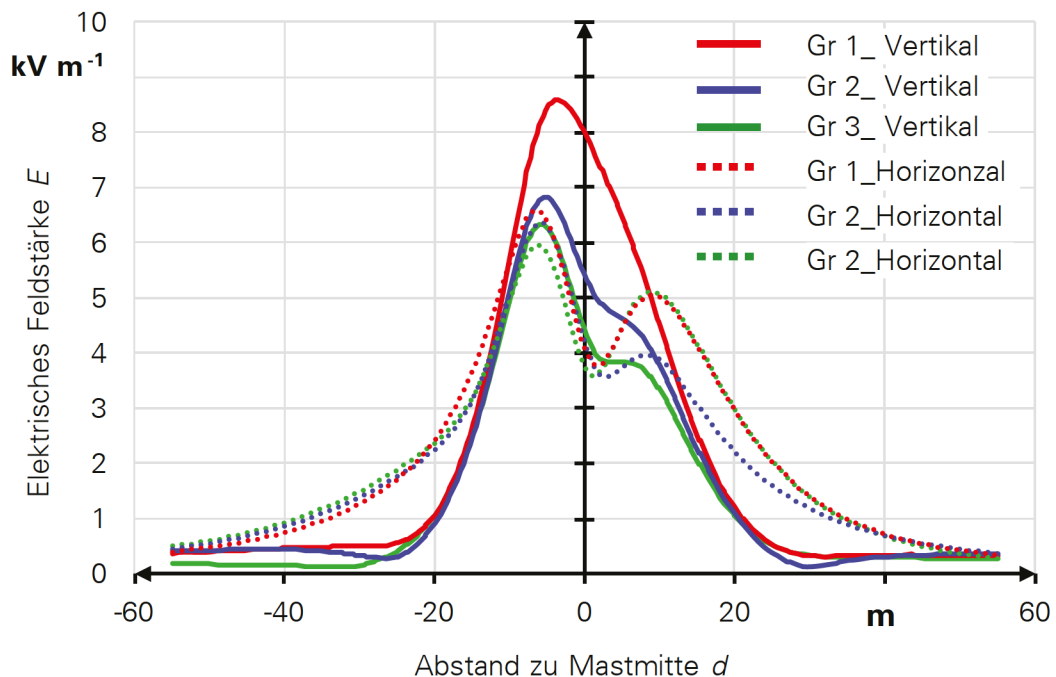


Bild 14: Vergleich der elektrischen Feldstärkeberechnungen von vertikalen Systemen und horizontalen Systemen bei Mastentwurf T1-5

2.6 Berechnung der elektrischen Feldstärke im Beton

Das 3-D-FEM-Modell „Kompakthöchstspannungsmasten“ für eine 380-kV-Freileitung wird aufgebaut. Es wurde ein Modell mit zwei Systemen und Viererbündelleitern erstellt.

Dieses FEM-Modell dient dazu, die elektrischen und thermischen Belastungen, die am Betonmast auftreten können, zu berechnen und mit den experimentell ermittelten Festigkeiten des Betonmastes vergleichen zu können.

Es wird die elektrische Feldstärkeverteilung an der Oberfläche des Mastes berechnet (Bild 15). Die relative Permittivität des Betons wird zunächst mit $\epsilon_r = 1$ angenommen. Die maximale elektrische Feldstärke im Beton beträgt zwischen 32 kV m^{-1} und 55 kV m^{-1} ($0,55 \text{ kV cm}^{-1}$) in der Höhe des Mastes von 46 m für die Leiterkonfigurationen der Gruppe 1 und 6. Die relative Permittivität von normalem Beton wird in der Literatur mit $\epsilon_r = 15$ angegeben. Die tatsächlich im Beton des Mastes auftretende elektrische Feldstärke ist um den Faktor der Permittivität kleiner als im 3-D-Modell mit $\epsilon_r = 1$. Die Permittivität des UHPC wird im Abschnitt 3.2 bestimmt.

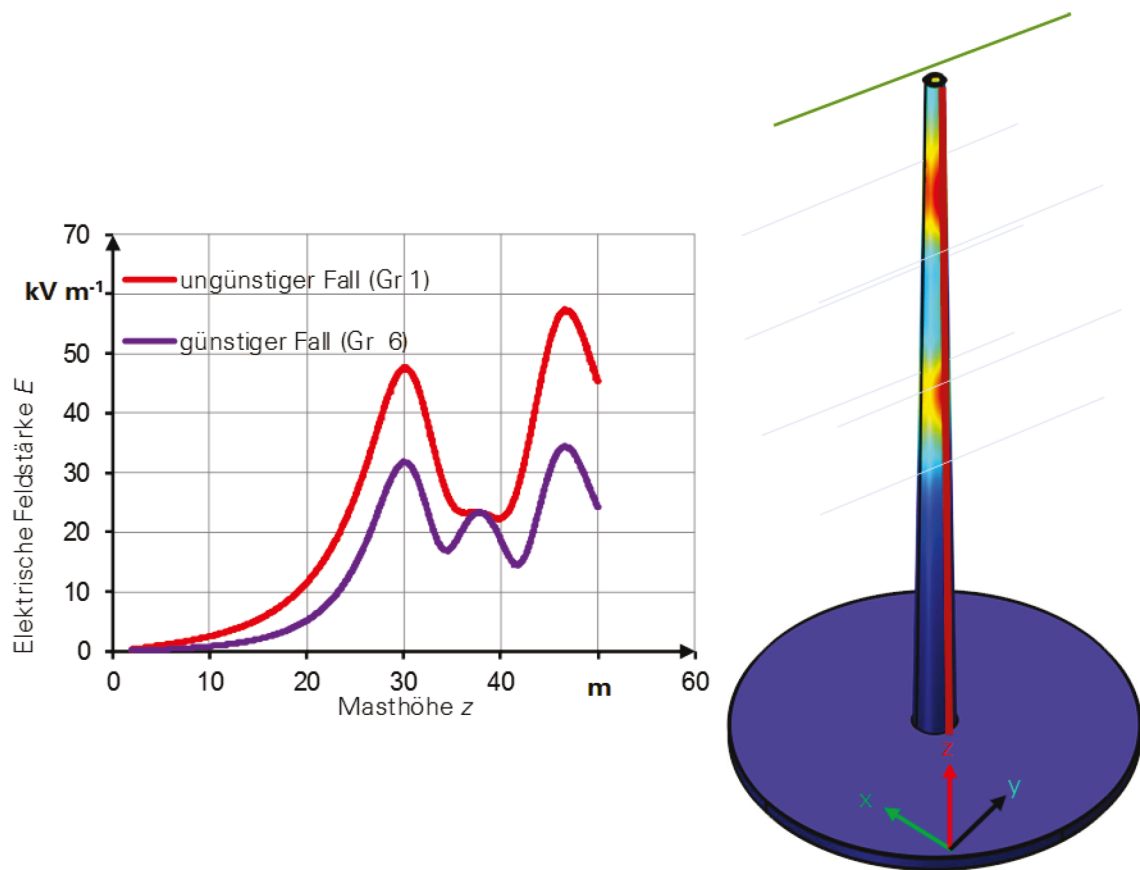


Bild 15: Berechnung der elektrischen Feldstärke an der Oberfläche des Masts für den Mastentwurf T1-1

Betrachtet man die Verteilung der elektrischen Feldstärke entlang der Masthöhe z , erkennt man, dass sich die Maxima der Feldstärke in gleicher Höhe wie die Leiterseile befinden. Dies wirkt sich besonders deutlich bei ungünstigen Leiterkonfigurationen aus.

Um die elektrische Feldstärke in alle Richtungen im Mastoberfläche ermitteln zu können, wurde die elektrische Feldstärke E entlang des Umfangs des Mastes für verschiedene Höhen berechnet (Bild 16).

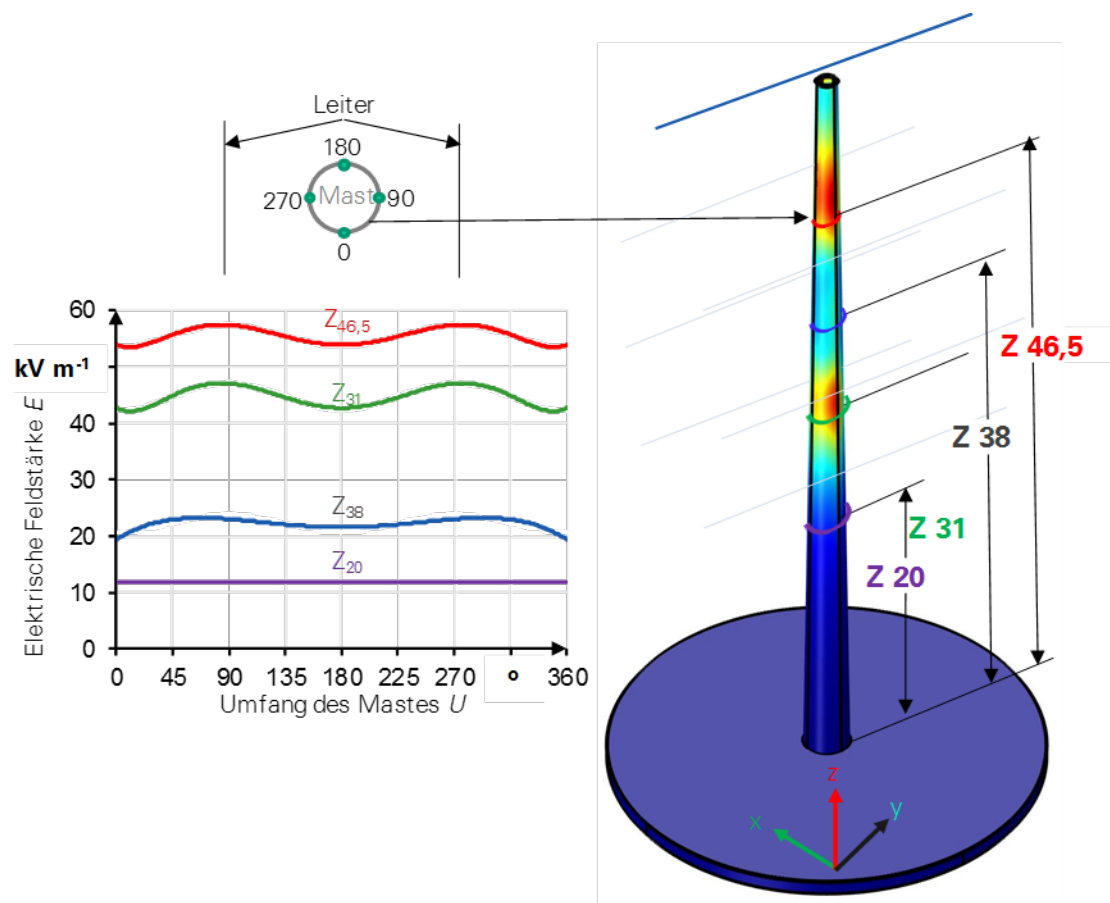


Bild 16: Elektrische Feldstärke am Umfang des Mastes in verschiedenen Höhen bei LK 312-312

Damit die existierende elektrische Feldstärke im Beton genau ermittelt werden kann, wird diese nach der Bestimmung der Permittivität für die jeweiligen Situationen (Abschnitt 3.2) erneut berechnet (Bild 17).

Die Berechnung der elektrischen Feldstärke wird für die ungünstigsten Positionen am Mastkörper durchgeführt, da an diesen Stellen auch die größte Beeinträchtigung auf die Eigenschaften des UHPCs auftritt (Abschnitt 4.3).

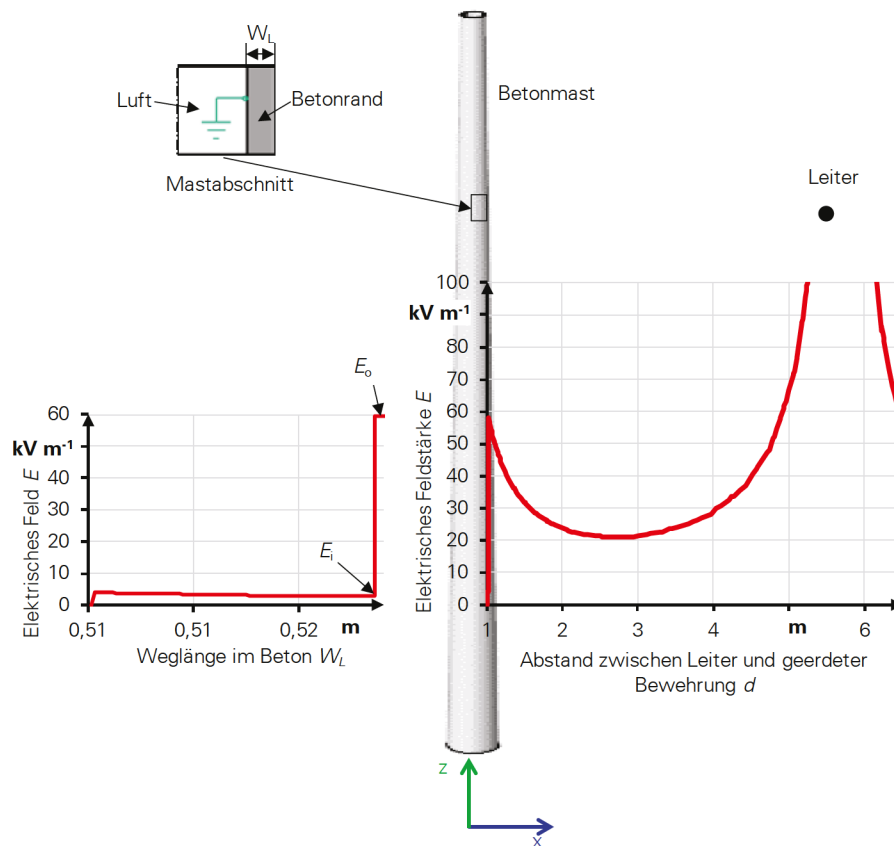


Bild 17: Elektrische Feldstärkeverteilung zwischen dem Leiter und der geerdeten Bewehrung

2.7 Optimierung und Vergleich der Ergebnisse zur Feldberechnungen

- Schlussfolgerungen der Feldberechnung **ohne Kompensationsseil**

Um den Grenzwert von 5 kV m^{-1} der elektrische Feldstärke E in Bodennähe einzuhalten, ist:

- o für die Leiterkonfigurationen der Gruppe 6, mit den kleinsten Feldstärken am Referenzpunkt, der Abstand d_{L-E} des untersten Leiterseiles zum Erdboden für den Mast T1-1 von 10,32 m auf 10,9 m und für den Mast T1-5 auf 11,4 m zu vergrößern.
- o für die Leiterkonfigurationen der Gruppe 3, der Abstand d_{L-E} des untersten Leiterseiles zum Erdboden für den Mast T1-1 von 10,3 m auf 12,9 m und für den Mast T1-5 auf 12,6 m vergrößern.
- o die für Leiterkonfiguration der Gruppe 1, mit den höchsten Feldstärken am Referenzpunkt, der Abstand d_{L-E} des untersten Leiterseiles zum Erdboden für den Mast T1-1 von 10,3 m auf 17,4 m und für den Mast T1-5 auf 16 m vergrößern.

Der Grenzwert der magnetischen Flussdichte $B_{zul} = 100 \text{ } \mu\text{T}$ in Bodennähe wird bei allen möglichen Leiterkonfigurationen und bei allen Mastvarianten eingehalten [1].

Es werden die elektrische Feldstärke E am Beispiel zweier Leiterkonfigurationen in 1 m Höhe über dem Erdboden berechnet. Die elektrische Feldstärke ist größer als der zuverlässige Wert.

Es gibt 21 unterschiedliche Leiterkonfigurationen, 12 günstige Fälle, 9 ungünstige Fälle. In der nächsten Tabelle sind die Berechnungsergebnisse für die momentanen Entwürfe und Vorschläge für das Optimierte Design für unterschiedliche Leiterkonfigurationen angegeben (Tabelle 5).

Tabelle 5: Ergebnisse der Feldberechnung ohne Kompensationsseil

	Gruppe	momentan		optimiert	
		T1-1	T1-5	T1-1	T1-5
$<s_{\min}$ [m]	1	10,32	10,32	17,42	16
	3	10,32	10,32	12,88	12,75
E_{\max} [kV m ⁻¹]	1	9,69	8,68	5	
	3	6,87	6,84		

- Schlussfolgerungen der Feldberechnung **mit Kompensationsseil**

Um den Grenzwerte von 5 kV m⁻¹ der elektrische Feldstärke E in Bodennähe einzuhalten, ist für den ungünstigen Fall der Leiterkonfiguration (Gruppe 1) mit den höchsten Feldstärken ein minimaler Abstand d_{E_L} des untersten Leiterseiles zum Erdboden für den Mast T1-1 von mindestens 13,3 m und für den Mast T1- 5 von 12,2 m einzuhalten (Tabelle 6). Der Grenzwerte der magnetischen Flussdichte $B_{zul} = 100 \mu T$ in Bodennähe wird bei allen möglichen Leiterkonfigurationen und bei allen Mastvarianten eingehalten.

Tabelle 6: Optimierung der Masthöhe mit Kompensationsseil für verschiedene Mastentwürfe bei einem ungünstigen Fall γ (312-312) der Leiterkonfiguration

		momentan		optimiert	
		T ₁₋₁	T ₁₋₅	T ₁₋₁	T ₁₋₅
Erdboden-abstand S_{Min} / m	ohne KS	10,32	10,32	17,42	16
	mit KS			13,32	12,22
E_{Max} / kV m-1	ohne KS	9,69	8,68	5	
	mit KS	7,21	6,28		
B_{Max} / μT	ohne KS	64,9	61,9	35,8	35,8
	mit KS	64,9	61,9	50	50,5

Die Kompensationsseile an den Kompaktbetonmasten verursachen einer Reduktion der elektrischen Feldstärke in Abhängigkeit der Leiterkonfiguration. Die Wirksamkeit der Kompensationsseile hängt jedoch stark von der Positionierung und der Struktur des Kompensationsseiles und der Leiterkonfiguration ab. Deshalb muss grundsätzlich für jede Leiterkonfiguration und jeden Masttyp die Effektivität individuell bewertet werden. Ich habe in diesem Abschnitt die Masthöhe für verschiedene Situationen berechnet, um das elektrische Feld zu minimieren und damit die Grenzwerte einzuhalten.

Aus Gleichung (Gl 2.10) wird ersichtlich, dass die elektrische Feldstärke in einer Ebene oder in einem Punkt abhängig von den verschiedenen Spannungsstufen und den Abständen zur jeweiligen Ebene ist. Dabei liegen die sechs Phasen von zwei Systemen auf Hochspannungspotential. Die Kompensationsseile befinden sich auf Erdpotential und beeinflussen somit die elektrische Feldverteilung.

3 Ermittlung der elektrischen und thermischen Eigenschaften des UHPCs

3.1 Elektrische Leitfähigkeiten

3.1.1 Messverfahren

Zu den elektrischen Eigenschaften des UHPCs gehören der spezifische Durchgangswiderstand ρ und der spezifische Oberflächenwiderstand σ . Die beiden spezifischen Widerstände kennzeichnen die Leitfähigkeit des UHPCs, sind bisher nicht bekannt und sollen grundsätzlich in diesem Abschnitt untersucht und ermittelt werden. In der Literatur sind nur die Informationen über die elektrische Leitfähigkeit von Normalbeton zu finden [28].

Aufgrund der Rezeptur des UHPCs und aus bestimmter Voruntersuchungen wird zunächst angenommen, dass der UHPC ähnliche elektrische Eigenschaften wie klassische feste Isolierstoffe (z.B. Porzellan, Kunststoffe usw.) aufweist.

Um diese elektrischen Eigenschaften ermitteln zu können, wurden zum einen aus den in unterschiedlichen Normen benannten Messverfahren für klassische feste Isolierstoffe (Bild 18) und zum anderen aus der am IEEH bereits vorhandenen Messanlage eine geeignete Versuchsanordnung entwickelt [29][30]. Anhand von ersten Messergebnissen wurden die Probleme der einzelnen Entwicklungsschritte analysiert und Lösungsvorschläge für die weiteren Entwicklungsschritte erarbeitet.

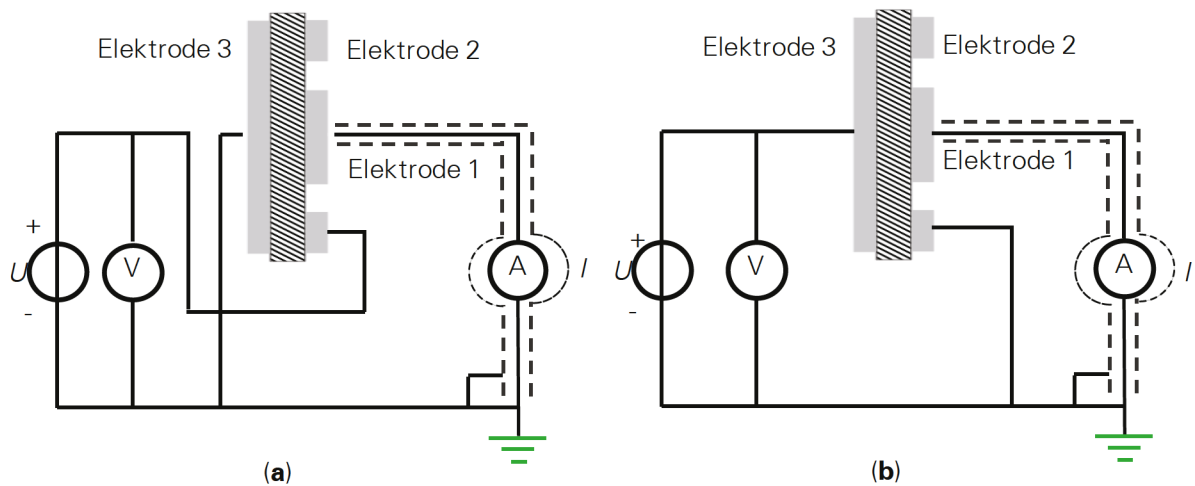


Bild 18: Messschaltungen (a) zum Messen des spez. Oberflächenwiderstandes σ und (b) des spez. Durchgangswiderstandes ρ

3.1.2 Herstellen der Probekörper und der Elektroden

Als Probekörper wurden die Betonscheiben mit zwei unterschiedlichen Dicken von $h = 5 / 10$ mm und mit dem Durchmesser von $d = 150$ mm verwendet (Bild 19). Der UHPC wird zunächst in Form einer Zylindersäule gegossen. Nach der Erhärtung wird diese Zylindersäule dann in die Betonscheiben gesägt.

Es wurden in dieser Arbeit Proben mit 5 mm Dicke verwendet. Proben dünner als 5 mm konnten aus technischen Gründen nicht hergestellt werden. Dünnere Proben bedeutet wenig Wassergehalt. Um die Einwirkung des Wassergehalts auf die elektrischen Eigenschaften nahe der Realität zu untersuchen, wurden Proben mit 10 mm Dicke verwendet. So konnte die Stichprobenanzahl durch Variation der Dicke der Probekörper erweitert und eine statistisch umfangreiche Auswertung der Versuche ermöglicht werden.



Bild 19: a- UHPC- Scheiben Probekörper, b- Leitfähigkeiten Kontaktierung.

Die gesägten Betonscheiben werden anschließend in zwei Gruppen unterteilt. Die Probekörper brauchen mindestens 28 Tagen nach der Betonierung zum chemischen Abbinden des Betons [31]. Trotzdem sind die Probekörper noch nicht vollständig trocken. Weil der elektrische Widerstand im Wesentlichen vom Wassergehalt im Betonkörper abhängig ist, müssen diese noch zusätzlich getrocknet werden. Die zwei Gruppen von Betonscheiben erhalten unterschiedliche Behandlungen bzw. Trocknungsphasen:

- Gruppe 1: Betonscheiben mit 10 mm Dicke und 5 mm Dicke, getrocknet im Trockenschrank (105 °C) für 3 Tage
- Gruppe 2: Betonsscheiben mit 10 mm Dicke und 5 mm Dicke, getrocknet in der Klimakammer (20 °C, $RH = 65\%$) für 3 Tage

Die Herstellung der Proben erfolgte im Institut für Massivbau der TU Dresden [32]. Der Versuchsaufbau erfolgt nach den Messschaltungen (Bild 18), welche den Standard-Methoden entsprechen. Als Strommessgerät und Spannungsquelle wurde das Elektrometer Keithley 6517B mit hoher Genauigkeit benutzt (Bild 21) [34][35]. Damit können zum einen Ströme im pA Bereich gemessen und positive und negative Spannungen im Bereich 1 bis 1000 V erzeugt werden. Für die Messungen wurden drei unterschiedlichen Elektroden gefertigt. Die Elektroden 1 und 2 der Messelektrode setzen sich aus mehrteiligen Stahlzylindern zusammen (Bild 20).

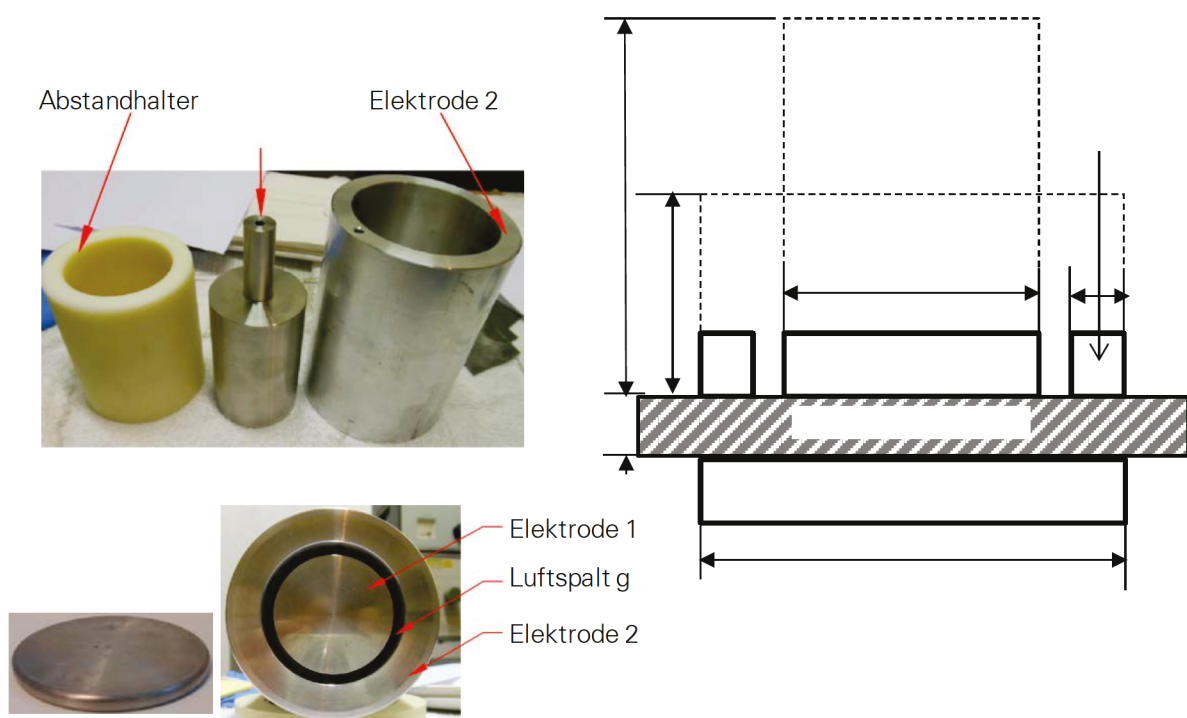


Bild 20: Modellelektroden und Skizze des Versuchsaufbaus zum Messen der elektrischen Leitfähigkeit

3.1.3 Aufbau des Versuchstandes und Versuchsdurchführung

Die Elektroden wurden mit dem Probekörper in einen zylindrischen; metallischen Käfig gebracht und die Messungen in einer geschirmten Kabine durchgeführt [36]. Ziel dabei war es, die elektromagnetische Beeinflussung des Messaufbaus zu minimieren (Bild 21). Aufgrund der rauen Oberflächen der Betonscheibe müssen die Elektroden und die Betonscheibe durch Kontaktmaterial z. B. leitenden Gummi gut miteinander kontaktiert werden (Bild 19 b) [37].

Um den Versuchsstand aufzubauen, sind zunächst die Kontaktflächen aller Elektroden und die Gummis mit Spiritus zu reinigen. Danach wird der Isoliertisch auf den Boden des Schirmgefäßes gelegt. Die Elektrode 3 mit dem eingefügten Gummi wird auf den Isoliertisch gelegt. Ein Kabel wird durch die Öffnung des Isoliertisches mit der Elektrode 3 verbunden. Die zwei Teile des äußeren Konzentrierungsringes werden um die Elektrode 3 herum positioniert [28].

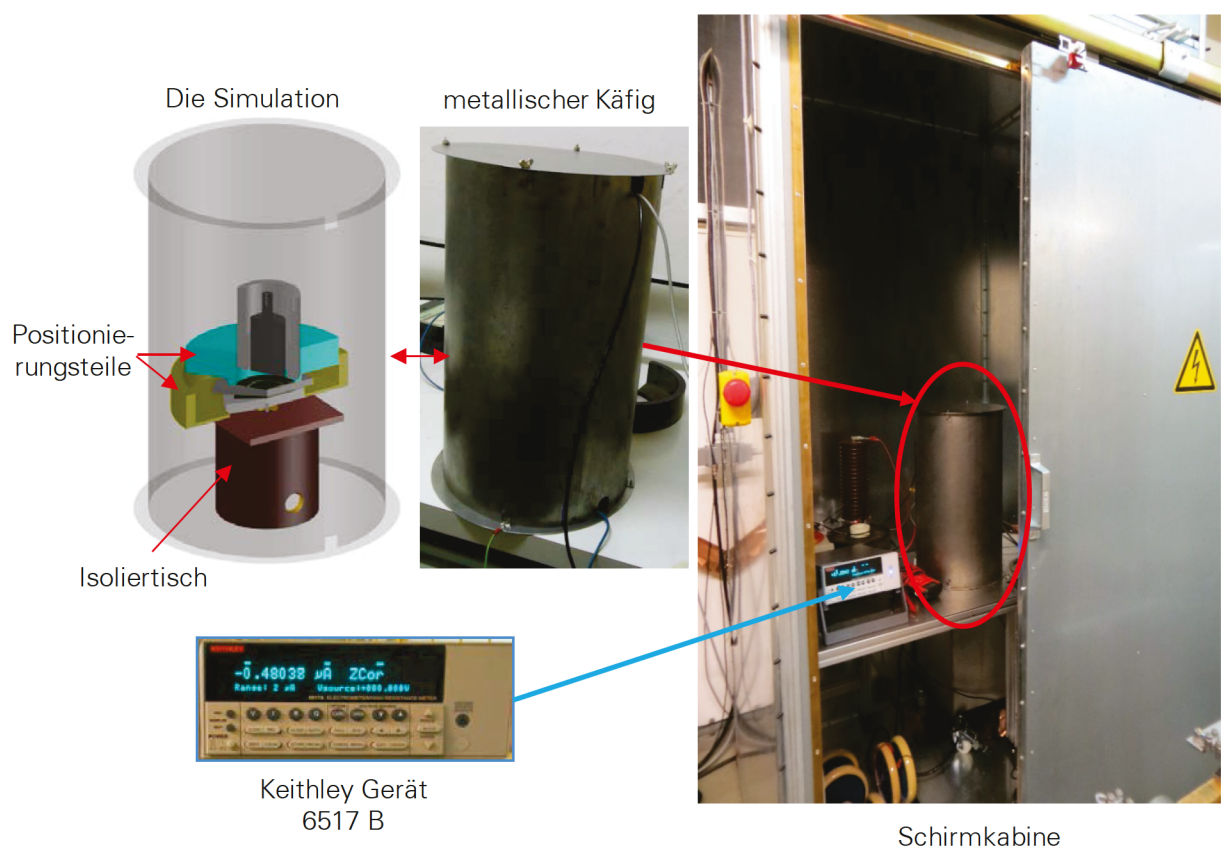


Bild 21: Versuchsaufbau zum Messen der elektrischen Leitfähigkeit

Die Versuche zum Messen des Durchgangswiderstandes bzw. der elektrischen Leitfähigkeit und des Oberflächenwiderstandes werden zusätzlich noch mit kleinen Elektroden durchgeführt. Ziel dabei ist es, die Flächen mit visuellen Fehlstellen, technologisch bedingt durch das Herstellen der Proben, zu vermeiden und mehr Messpositionen (mindestens 3 Positionen) zur Verfügung zu haben (Bild 22).

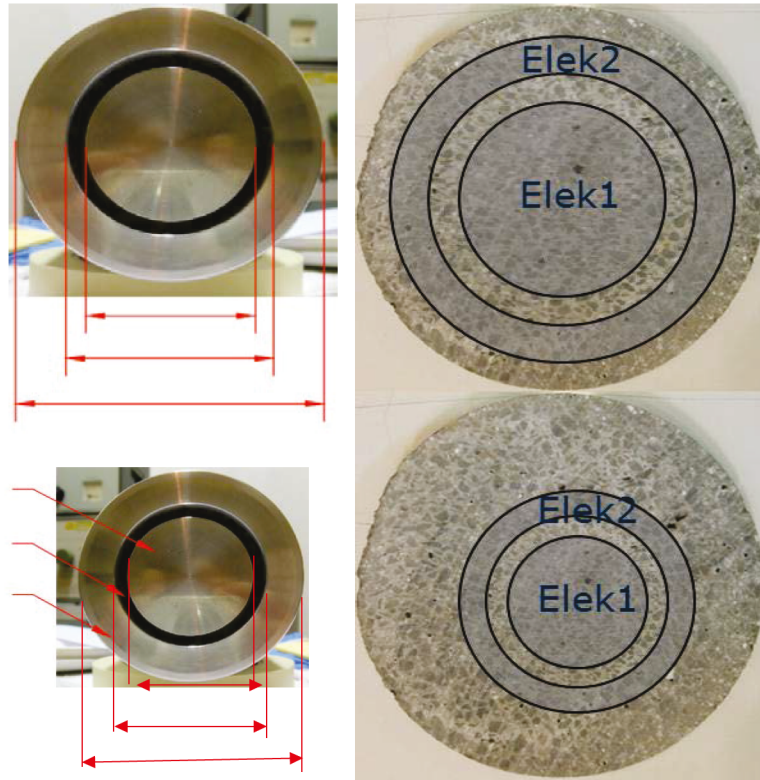


Bild 22: Maße der jeweiligen Elektroden zum Messen der elektrischen Leitfähigkeit

3.1.4 Ermittlung der spezifischen Oberflächen- und Durchgangswiderstände des UHPCs

Der spezifische Durchgangswiderstand ρ ergibt sich aus dem Durchgangswiderstand R_D , der effektiven Fläche A der geschützten Elektrode 1 und der Dicke h des Probekörpers (Bild 20)[29][40]:

$$\rho = R_D \frac{A}{h} \quad 3.1$$

Der Durchgangswiderstand R_D berechnet sich aus der Messspannung U und der Differenz zwischen dem Messstrom I unter Belastung und dem Störstrom I_0 :

$$R_D = \frac{U}{(I - I_0)} \quad 3.2$$

Die effektive Fläche A der geschützten Elektrode 1 berechnet sich aus dem Durchmesser d_1 der Elektrode 1 und der Spaltweite g zwischen den Elektroden 1 und 2:

$$A = \frac{\pi(d_1 + g)^2}{4} \quad 3.3$$

Wenn der Störstrom ² I_0 gegenüber dem Messstrom I unter Belastung vernachlässigbar klein ist, wird er bei der Berechnung nicht berücksichtigt.

Der spezifische Oberflächenwiderstand σ ergibt sich aus dem Oberflächenwiderstand R_0 , dem effektiven

Umfang p der geschützten Elektrode 1 und der Spaltweite g zwischen den Elektroden 1 und 2:

$$\sigma = R_0 \frac{p}{g} \quad 3.4$$

Der Oberflächenwiderstand R_0 berechnet sich aus der Belastungsspannung U und der Differenz zwischen dem Messstrom I unter Belastung und dem Störstrom I_0 :

$$R_0 = \frac{U}{(I - I_0)} \quad 3.5$$

Der effektive Umfang p berechnet sich aus dem Durchmesser d_1 der Elektrode 1 und der Spaltweite g zwischen den Elektroden 1 und 2:

$$p = \pi(d_1 + g) \quad 3.6$$

Dafür werden die Gleichung (3.3) zur Berechnung der Effektiven Fläche A der Elektrode 1 und 2 und die Gleichung (Gl 3.6) benötigt.

Zur Berechnung des effektiven Umfangs p der Elektrode 1 werden Näherungsgleichungen verwendet, die den Anforderungen genügen.

Der spezifische Durchgangswiderstand ρ der Betonscheiben wird im Bereich von $10^8 \Omega \text{ cm}$ bis $10^{10} \Omega \text{ cm}$ gemessen. Der spezifische Oberflächenwiderstand σ der Betonscheiben wird im Bereich von $10^8 \Omega$ bis $10^{11} \Omega$ gemessen. Die Ergebnisse zeigen, dass die beiden spezifischen Widerstände (ρ und σ) mit der Belastungszeit immer größer werden (Bild 23, Bild 24). Der Anstieg wird jedoch mit der Belastungszeit immer langsamer. Grund dafür ist der exponentiell abnehmende Polarisationsstrom, der bei gleichbleibender Spannungsbelastung den Messstrom überlagert. Es lässt sich schlussfolgern, dass die Polarisation im Betonkörper auftritt, wenn die Betonscheibe unter Spannungsbelastung steht. Dadurch können die Bestandteile der Betonscheibe z. B. die Hydratationsprodukte des Zementes (hauptsächlich 3CaO , $2\text{SiO}_2 \cdot 3\text{H}_2\text{O}$) und die Zusatzstoffe Silikatstaub und Quarzmehl polarisiert werden[38].

Die beiden spezifischen Widerstände (ρ und σ) sind leicht spannungsabhängig. Sie werden mit steigender Spannung kleiner. Dies führt vermutlich auf den spannungsabhängigen Polarisations-effekt des Probekörpers zurück. Auch die mit der zunehmenden Belastungsspannung steigende Wärmeentwicklung im Betonkörper könnte die elektrische Leitfähigkeit der Betonscheibe erhöhen.

Der spezifische Durchgangswiderstand ρ von Betonscheiben aus dem Trockenschrank ist größer als jener von Betonscheiben aus der Klimakammer (Bild 23) [39]. Dies liegt daran, dass die Betonscheiben aus dem Trockenschrank weniger Wassergehalt besitzen als diejenigen aus der Klimakammer. Der spezifische Oberflächenwiderstand σ der Betonscheiben ist nicht nur von der

² Störstrom, der durch das magnetische Feld anderer elektrischer Geräte entsteht.

Feuchtigkeit im Betonkörper abhängig. Hier spielen vermutlich die Oberflächenbeschaffenheit und die Umgebungsbedingungen zusätzlich eine Rolle, sodass der spezifische Oberflächenwiderstand σ der Betonscheibe aus der Klimakammer größer sein kann als aus dem Trockenschrank (Bild 23).

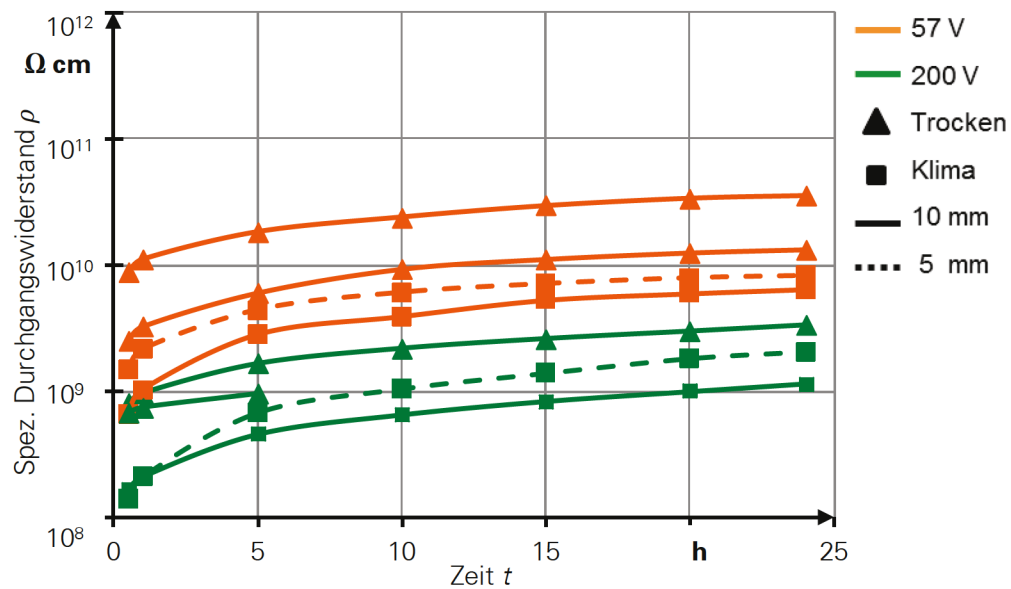


Bild 23: Spezifischer Durchgangswiderstand ρ in Abhängigkeit von der Belastungszeit, gemessen bei $\vartheta_0 = 32\text{ °C}$, $RH \approx 32\%$ (Trocknung bei 105 °C für 3 Tagen), Klima: Raumtemperatur für 3 Tagen

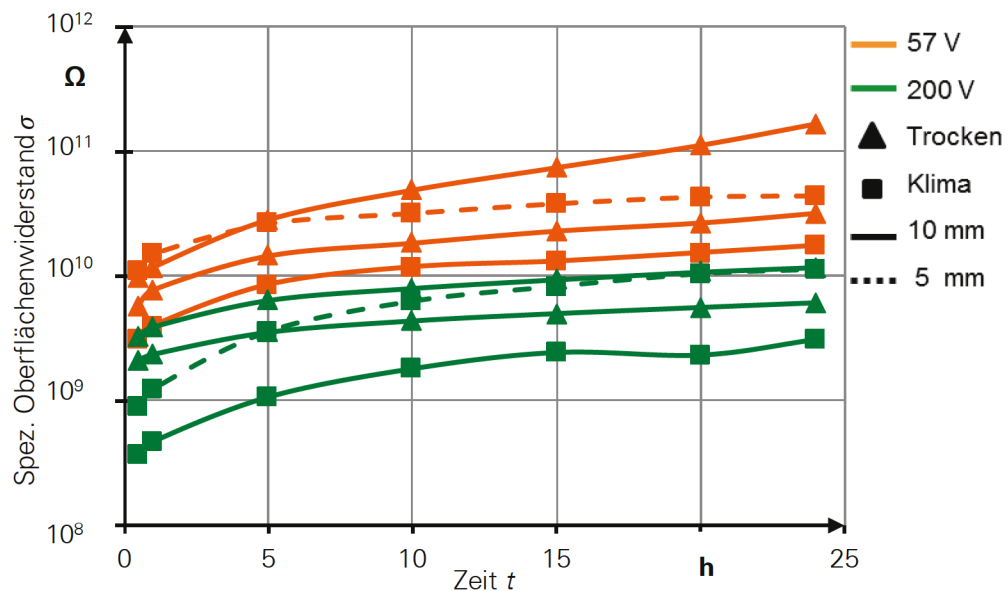


Bild 24: Gemessener spezifischer Oberflächenwiderstand σ in Abhängigkeit von der Belastungszeit bei 32 °C , $RH \approx 30\%$

Der spezifische Durchgangswiderstand wurde zusätzlich noch mit kleineren Elektroden gemessen. Beim Herstellen können durch das Sägen Fehlstellen in der Oberfläche der Probekörper entstehen (Bild 26). Durch den Einsatz kleinerer Elektroden lassen sich diese Fehlstellen beim Messen wesentlich besser vermeiden. Der spezifische Durchgangswiderstand wird dadurch genauer bestimmt.

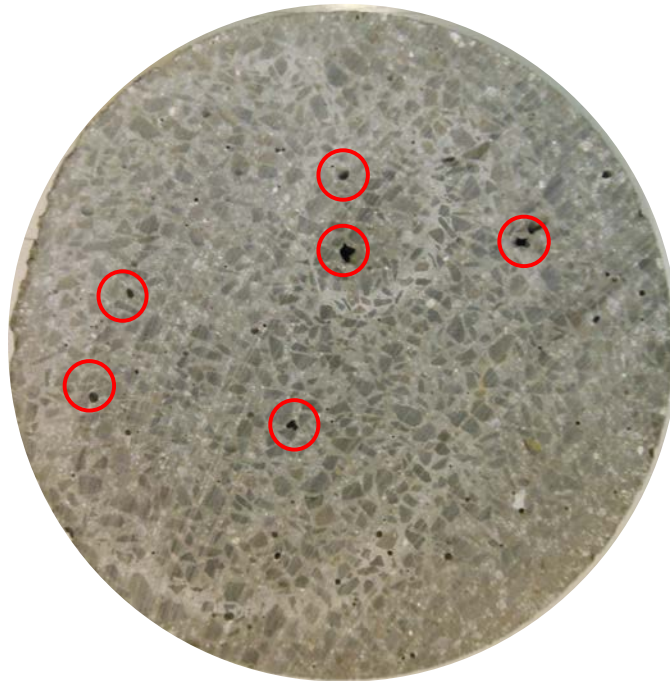


Bild 25: Fehlstellen in Probekörper

An den Ergebnissen sieht man, dass der spez. Durchgangswiderstand bei Einsatz kleinerer Elektroden etwas größer ist als bei großen Elektroden. Grund dafür sind die Flächen der Fehlstellen die beim Ermitteln des spez. Durchgangswiderstand nicht mitberücksichtigt werden (Bild 26).

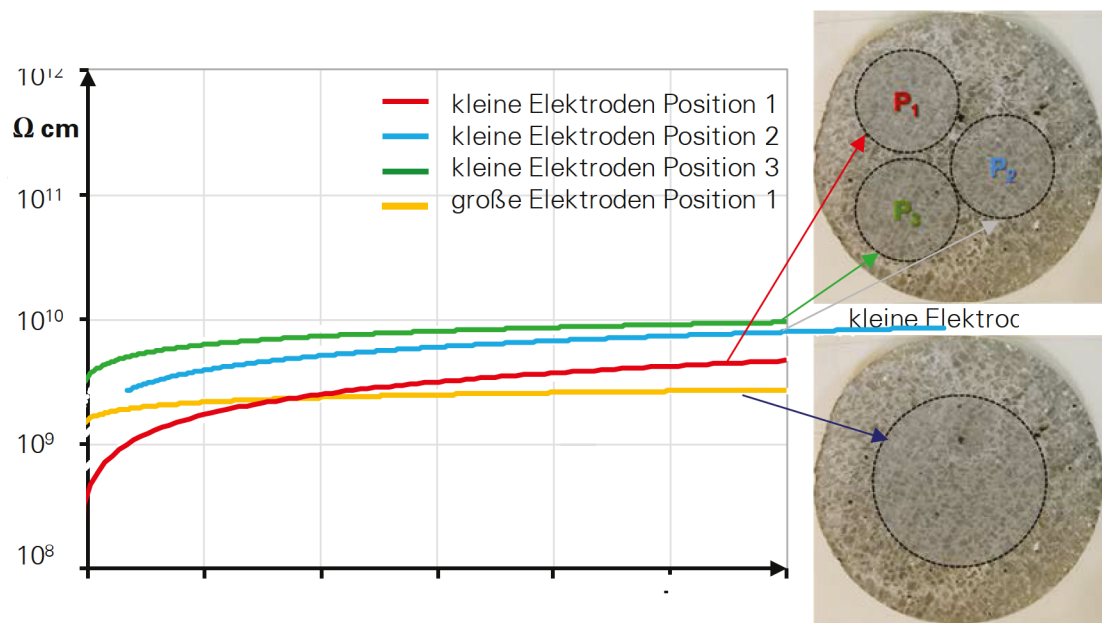


Bild 26: Spezifischer Durchgangswiderstand ρ in Abhängigkeit von der Belastungszeit, verschiedenen Elektrodengröße, gemessen bei 32 °C, RH \approx 30 %

3.1.5 Ermittlung des Einflusses vom Wassergehalt des Materials auf die spezifischen Widerstände

Der spezifische Durchgangswiderstand ρ von Betonscheiben aus der Klimakammer nimmt im zeitlichen Verlauf schneller zu als bei Proben aus dem Trockenschrank. Der Wassergehalt im Betonkörper kann ein Grund dafür sein. Die Betonscheibe aus der Klimakammer weist einen höheren Wassergehalt im Körper auf. Weiterhin verringert sich der Wassergehalt in der Betonscheibe aus der Klimakammer mit der Zeit deutlicher gegenüber den Proben aus dem Trockenschrank (Bild 27).

Grund für die großen Abweichungen beim Messen des spezifischen Durchgangswiderstandes ρ der Betonscheiben aus dem Trockenschrank ist (Bild 23), dass vor dem Anlegen der Spannungsbelastung die Messschaltung nicht ausreichend kurzgeschlossen wird, sodass die Betonscheiben nicht in den dielektrisch stabilen Zustand gebracht werden. In diesem Fall wird der Messstrom einer neuen Messung von der Polarisierung im Betonkörper aufgrund der letzten Messung beeinflusst. Das muss vor jeder Messung beachtet werden [40].

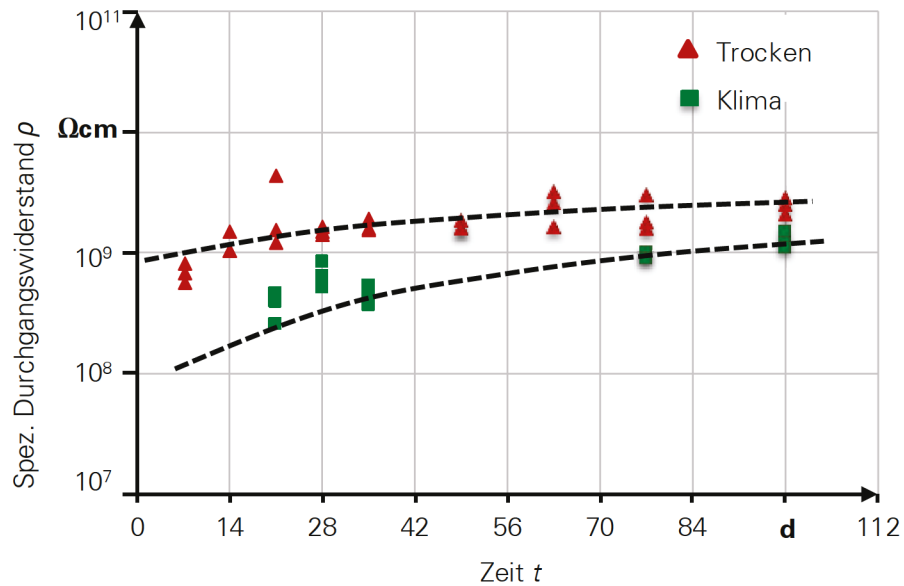


Bild 27: Spez. Durchgangswiderstand ρ in Abhängigkeit von der Zeit t und damit verbundenen geringen Wassergehalt im Betonkörper, gemessen bei $U = 200 \text{ V}$, $\vartheta_0 = 31 \text{ }^\circ\text{C}$, $\text{RH} = 32 \%$ (Trocken: $105 \text{ }^\circ\text{C}$ für 3 Tagen, Klima: Raumtemperatur für 3 Tagen)

Der spezifische Oberflächenwiderstand σ der Betonscheiben aus dem Trockenschrank ändert sich nur unwesentlich mit der Zeit. Hingegen wird der spezifische Oberflächenwiderstand σ der Betonscheiben aus der Klimakammer mit der Zeit noch deutlich größer. Das heißt, der Wassergehalt hat keinen Einfluss auf den spezifischen Oberflächenwiderstand der Betonscheiben aus dem Trockenschrank. Nur für Betonscheiben aus der Klimakammer erkennt man den Einfluss des Wassergehalts (Bild 28).

Die Probekörper aus der Klimakammer haben einen wesentlich höheren Wassergehalt, deswegen wird hier der Oberflächenwiderstand R_o mit der Zeit zunehmen, weil der Wassergehalt im Probekörper abnimmt (Bild 29).

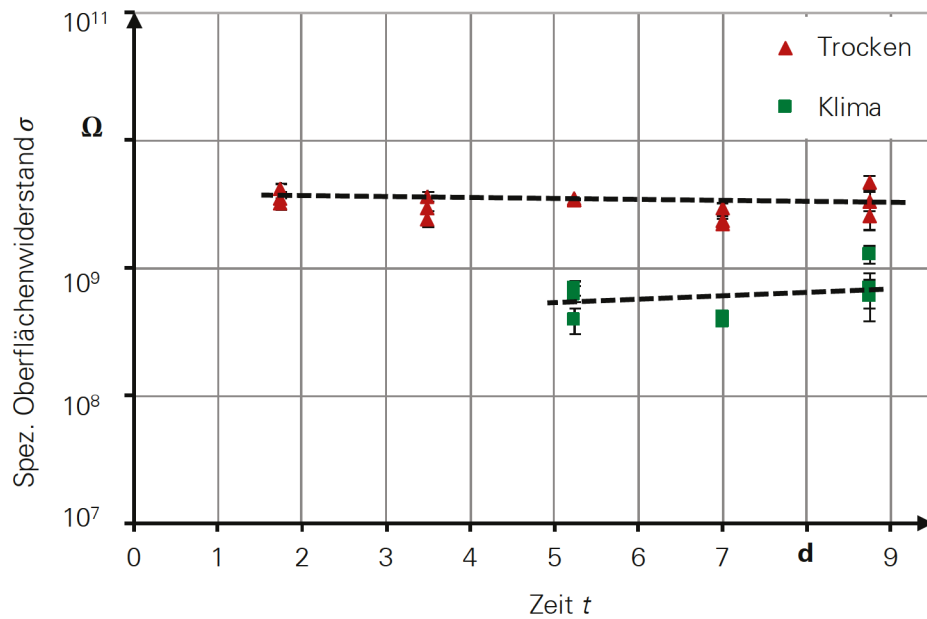


Bild 28: Spez. Oberflächenwiderstand σ in Abhängigkeit vom Wassergehalt (Trockenzeit) im Betonkörper, bei $U = 200 \text{ V}$, $\vartheta_0 = 31 \text{ °C}$, $RH = 32 \text{ %}$ (Trocken: 105 C° für 3 Tagen, Klima: Raumtemperatur für 3 Tagen)

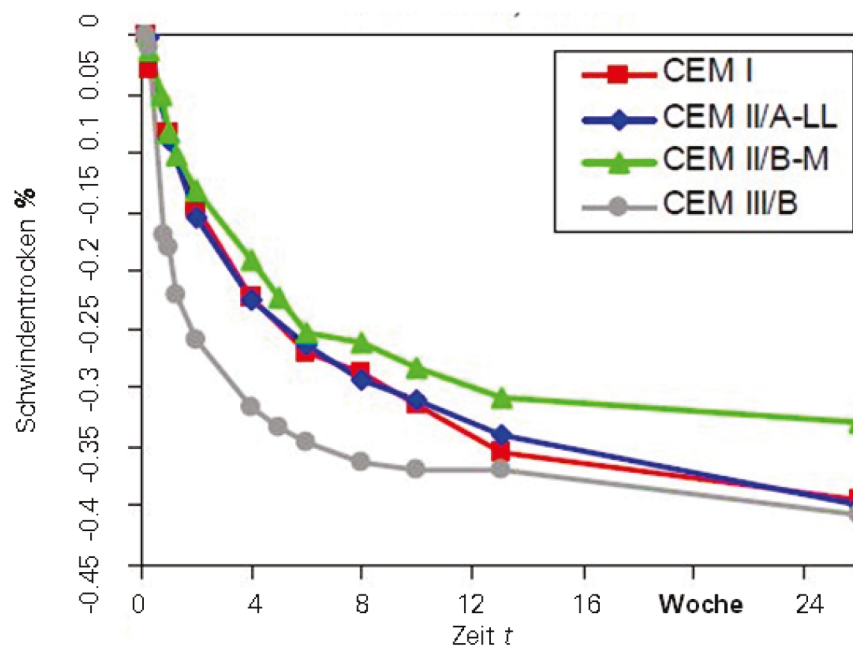


Bild 29: Trockenschwinden von Beton verschiedener Zemente (Zementgehalt: 320 kg/m³, Wassergehalt: (160 l/m³) [43])

3.1.6 Ermittlung der Einflüsse von Fremdschichten auf die spezifischen Widerstände

Da durch die Umwelt bedingt (Luftfeuchtigkeit, Schnee, Wasser, Staub, Salznebel,) Fremdschichten auf den Oberflächen des Mastes entstehen können, kann sich der Oberflächenwiderstand signifikant verändern [44]. Die Versuche zum Messen des Einflusses der Fremdschichten auf den Oberflächenwiderstand des UHPC wurden entsprechend der Versuche zur elektrischen Leitfähigkeit durchgeführt.

Die Probekörper aus UHPC-Scheiben wurden in Wasser mit unterschiedlicher Leitfähigkeit (Wasser 1, Wasser 2) für 3 Stunden gelagert (Tabelle 7) und nach der Entnahme gemessen.

Tabelle 7: Elektrische Leitfähigkeit des Wassers als Fremdschicht

Wasser	1	2
elektrische Leitfähigkeit κ [$\mu\text{S cm}^{-1}$]	100	215

Der Oberflächenwiderstand der Probekörper vergrößerte sich während der Messungen, da die Oberflächen dabei trockneten (Bild 30).

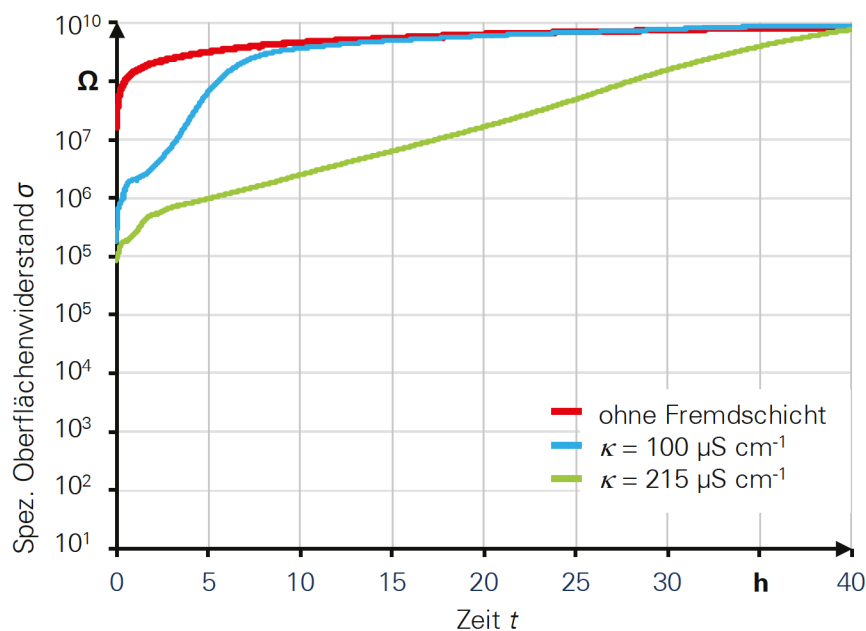


Bild 30: Spezifischer Oberflächenwiderstand des Betons, gemessen bei Fremdschichten mit verschiedenen Leitfähigkeiten κ

Im Bild sieht man, dass die Oberflächen der Probekörper über eine Messdauer von 40 h trockneten und nach dieser Zeit sich die Oberflächen wieder im trockenen Ausgangszustand befinden. Als Bezugspunkt wird eine Trocknungsdauer von 24 h genutzt. Werden die Betonprobekörper durch eine leitfähige Fremdschicht ($\kappa = 215 \mu\text{S cm}^{-1}$) bedeckt, so verringert sich der spezifische Oberflächenwiderstand von $10^9 \Omega$ auf $10^6 \Omega$. Werden die Betonprobekörper durch eine leitfähige

Fremdschicht ($\kappa=100 \mu\text{S cm}^{-1}$) bedeckt, so verringert sich der spezifische Oberflächenwiderstand unwesentlich. Zum Prüfen von Fremdschichtüberschlägen an Betriebsmitteln der Hochspannungstechnik kommt typischerweise genormtes Wasser mit einer Leitfähigkeit von $\kappa=100 \mu\text{S cm}^{-1}$ zum Einsatz.

3.1.7 Schlussfolgerungen

Da die elektrischen Eigenschaften des UHPCs bzw. die spezifischen Widerstände sehr wichtige Parameter für weitere Berechnungen und Messungen sind, müssen diese Kenngrößen in dieser Arbeit bestimmt werden.

Zum Messen des spezifischen Durchgangs- und Oberflächenwiderstandes (ρ und σ) ist der Einsatz von Kontaktmaterial (leitender Gummi) unbedingt notwendig. Der Messstrom durch die Betonscheibe ist aufgrund der Polarisierung im Betonkörper von der Belastungszeit abhängig. Für unterschiedliche Betonscheiben wird ein spezifischer Durchgangswiderstand ρ nach dem Anlegen der Belastungsspannung im Bereich von $10^8 \Omega\cdot\text{cm}$ bis $10^9 \Omega\cdot\text{cm}$ und nach 24 Stunden im Bereich von $10^9 \Omega\cdot\text{cm}$ bis $10^{10} \Omega\cdot\text{cm}$ gemessen. Der spezifische Volumenwiderstand für typische Isolierstoffe der Hochspannungstechnik beträgt zwischen 10^{11} für Phenolharze (PF) und größer als 10^{17} für Polyethylen (PE). Der spezifischen Oberflächenwiderstand σ wird nach dem Anlegen der Belastungsspannung im Bereich von $10^8 \Omega$ bis $10^{10} \Omega$ und nach 24 Stunden im Bereich von $10^9 \Omega$ bis $10^{11} \Omega$ gemessen [15].

Der Einfluss des Wassergehalts im Betonkörper auf den spezifischen Durchgangswiderstand ρ von Betonscheiben aus der Klimakammer ist deutlich größer als aus dem Trockenschrank. Der Einfluss des Wassergehalts im Betonkörper auf den spezifischen Oberflächenwiderstand σ von Betonscheibe aus der Klimakammer ist ebenfalls deutlich größer als aus dem Trockenschrank.

Bei Versuchen zur Ermittlung des Einflusses von Fremdschichten auf den Oberflächenwiderstand UHPCs ist festzustellen, dass Fremdschichten auf der Oberfläche des UHPC zu einer signifikanten Verringerung des Oberflächenwiderstandes führen können, wenn die Fremdschichten bestimmte Leitfähigkeiten aufweisen.

3.2 Verlustfaktor $\tan \delta$ und Permittivität ϵ_r

3.2.1 Grundlagen

Als elektrische Parameter des UHPCs gelten der Verlustfaktor δ und die relative Permittivität ϵ_r . Diese Parameter werden benötigt, um die elektrische Feldstärke im UHCP zu berechnen. Dafür wurde eine Tangens-Delta-Messbrücke vom Typ TD Smart [45] benutzt und der Versuchstand wie im (Bild 31) vorbereitet.

Es wurden die Betonscheiben (Bild 19) von unterschiedlichen Produktionszeiträumen als Probekörper verwendet. Es wurden die Betonscheiben von unterschiedlichen Produktionszeiträumen als Probekörper verwendet.

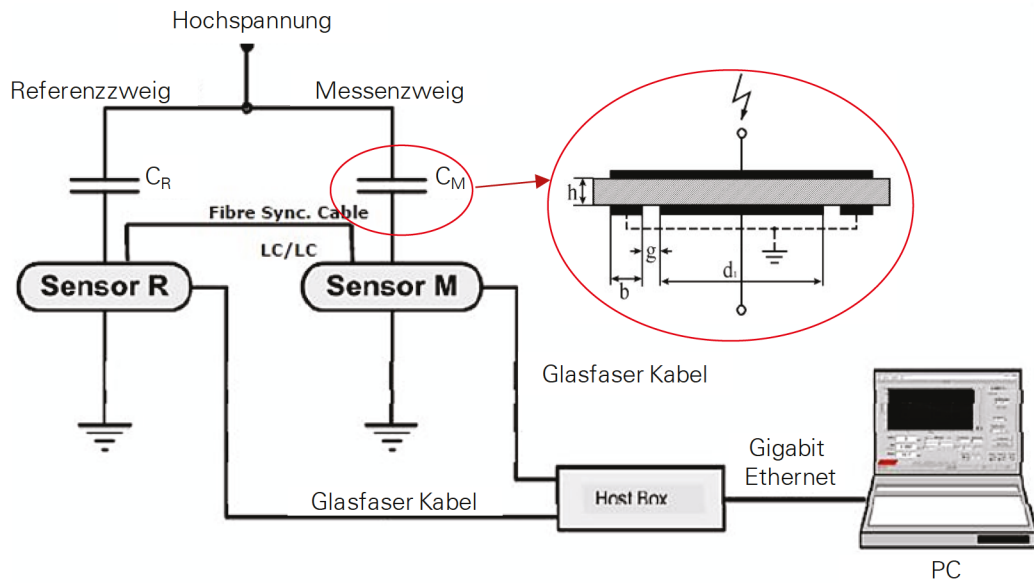


Bild 31: Schaltung der Versuchsanlage für Verlustfaktor und Permittivität nach [25]

3.2.2 Durchführung und Auswertung

Der Verlustfaktor wurde im Spannungsbereich von 200 V bis 2 kV untersucht. Die ermittelten Werte für den Verlustfaktor $\tan \delta$ liegen zwischen 0,5 bei gut getrockneten Proben (Mindestgrenze) und 2 bei schlecht getrockneten Proben (Obergrenze) (Bild 32) und sind im Vergleich zu typischen Isolierstoffen der Hochspannungstechnik sehr gering.

Es ist erkenntlich, dass der Verlustfaktor von der Spannung abhängig ist, da auch die elektrische Leitfähigkeit eine Abhängigkeit von der Spannung besitzt (Abschnitt 3.1).

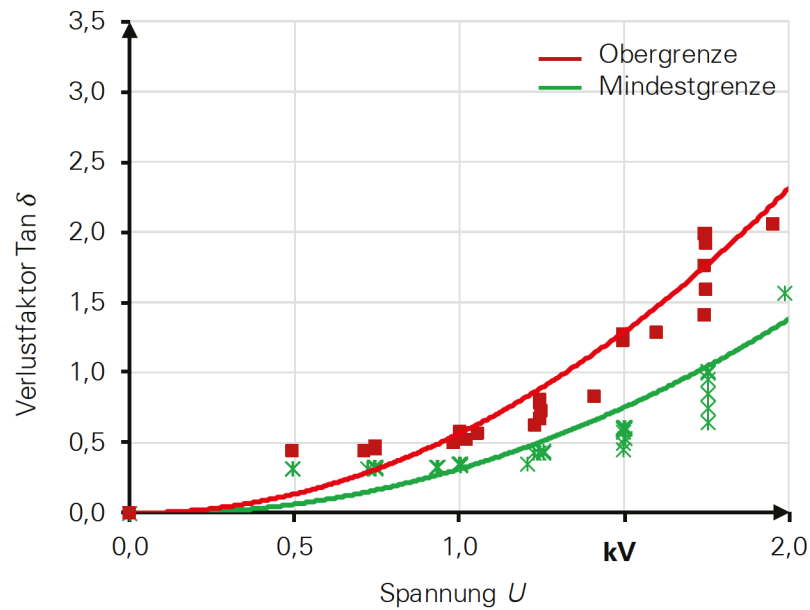


Bild 32: Verlustfaktor $\tan \delta$ des untersuchten UHPC abhängig von der Spannung

Die Permittivität ϵ_r wurde bei Spannungen bis 1 kV gemessen. Eine relative Permittivität ϵ_r zwischen 20 und 100 konnte bei den untersuchten Probekörper bestimmt werden (Bild 33). Aus der Literatur kann für normalen Beton eine relative Permittivität von ca. 20 bei 50-Hz-Wechselspannung entnommen werden [46] [40].

Aus der vom TD Smart gemessenen Kapazität der jeweiligen Probekörper wurde mithilfe der Gleichung (Gl 3.7) die Permittivität berechnet.

$$\epsilon_r = \frac{C * d}{\epsilon_0 * A} \quad 3.7$$

Die Trockenheit der Probekörper des UHPCs bedingt dessen Permittivität. Die Probekörper wurden zu verschiedenen Zeitpunkten (2014 - 2016) hergestellt, deswegen variiert der Wassergehalt in den Probekörpern.

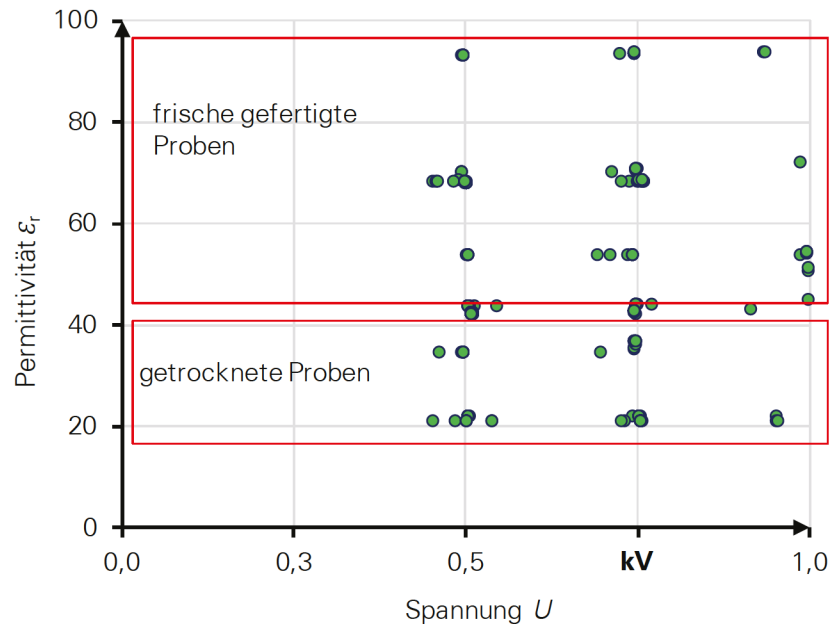


Bild 33: Berechnete Permittivitäten ϵ_r aus den Messergebnissen des untersuchten UHPC

3.3 Thermische Leitfähigkeit

3.3.1 Grundlagen

In der Betonstahlbewehrung und den Spannstählen können durch das magnetische Wechselfeld der Leiteranordnung des Betonmastes Ströme induziert werden. Blitz- und Kurzschlussströme können unter bestimmten Betriebsbedingungen oder Fehlerereignissen durch die Bewehrung fließen. Fließt ein Strom I durch einen elektrischen Widerstand $R(\vartheta)$ so entsteht eine Verlustleistung P in Form von Wärme [48].

$$P = I^2 \cdot R(\vartheta) \quad 3.8$$

Abhängig davon, wie die im Mast erzeugte Wärme an die Umgebung abgegeben werden kann, erwärmen sich die Stahlbauteile und der Beton. Aus der Erwärmung folgt eine thermische Beanspruchung der Stahlbauteile und des Betons. Damit die Funktions- und Betriebszuverlässigkeit gewährleistet wird, muss die thermische Beanspruchung eines Betriebsmittels immer kleiner gleich dessen thermischer Festigkeit sein. Um die Erwärmung der Betonmasten berechnen zu können muss zunächst die Wärmeleitfähigkeit λ des UHPCs bestimmt werden. Die Wärmeleitfähigkeit des UHPC ist einer der wesentlichen Parameter des Hochspannungs-Betonmasten. Der Wassergehalt von Beton ändert sich mit der Zeit [20]. Aufgrund des sich ändernden Wassergehaltes kann sich ebenfalls die Wärmeleitfähigkeit des UHPCs ändern. Es ist zu ermitteln, wie groß

die Wärmeleitfähigkeit des UHPCs nach dem Betonieren ist und wie sie sich zeitabhängig verändert.

3.3.2 Probekörper und Definition der Parameters

Als Grundvoraussetzung dieser Aufgabe gilt es, einen geeigneten Versuchsstand zu entwickeln, bei dem aus dem Messen von Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta$ und der durch Wärmeleitung übertragenen Wärmeleistung P_L die Wärmeleitfähigkeit λ des UHPCs bestimmt werden kann. Hierfür eignen sich besonders Anordnungen bei denen nur ein eindimensionaler Wärmestrom auftritt, wie z. B. in einer coaxialen Zylinderanordnung. Die übertragene Wärmeleistung kann dann nach dem Fourie'schen Gesetz der Wärmeleitung beschrieben werden (Gl. 3.9) [49].

$$P = \frac{2 \pi \lambda \Delta\vartheta l}{\ln \frac{r_a}{r_i}} \quad 3.9$$

Um die Probekörper zum Messen der Wärmeleitfähigkeit zu dimensionieren, wurde zunächst ein Wärmenetz einer coaxialen Zylinderanordnung aufgebaut (Bild 34). Darin wird durch die Wärmequelle die Wärmeleistung eingespeist. Die Leistung wird durch Wärmeleitung durch den Beton transportiert und durch Strahlung und Konvektion an die Umgebung abgegeben. Die Wärmequelle besteht aus einem Zylinderstab aus Bronze (CuSn8), der durch eine Strombelastung erwärmt wird. Als Wärmeleitfähigkeit des Betons wird in diesem Modell die von Normalbeton ((1,5 bis 2,3) W m⁻¹ K⁻¹) genutzt [50]. Mit Hilfe dieses Wärmenetzes sind die Radien des Bronzestabes und Betonzylinders so zu bestimmen, dass möglichst große Temperaturdifferenzen zwischen der Innen- und Außenseite des Betonhohlzylinders und zur Umgebung entstehen. Andererseits muss es möglich sein, die Probekörper herzustellen und im Labor handhaben zu können. Zudem dürfen die Temperaturen die Grenzwerte für die elektrischen Anschlüsse nicht überschreiten.

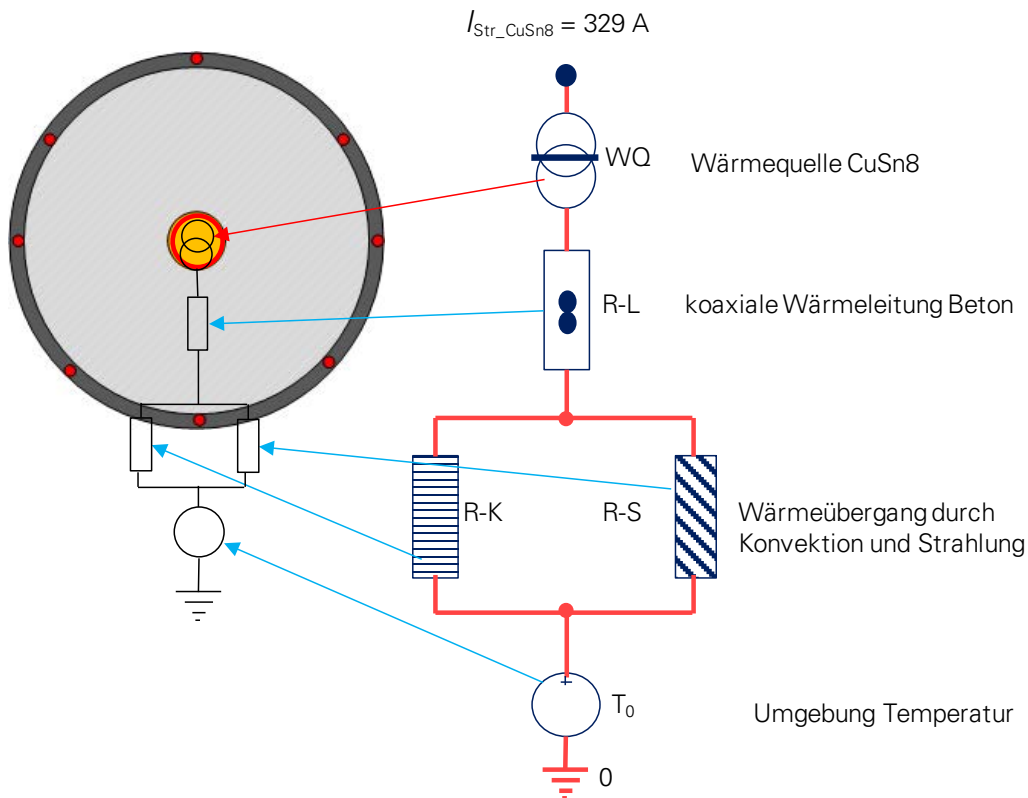


Bild 34: Erwärmungsberechnung mit Hilfe von Wärmenetzen zum Dimensionieren der Probekörper

Mit dem Wärmenetz [51][52] wurden ein Innenradius von $r_i = 7 \text{ mm}$ und ein Außenradius von $r_a = 65 \text{ mm}$ für den Betonzylinder bestimmt. Aufgrund der relativ geringen Wärmeleitfähigkeit beeinflussen berührende Messsonden die zu messende Oberflächentemperaturen des Betons deutlich. Um dem Effekt entgegen wirken zu können, wird um den Beton ein weiterer Hohlzylinder aus Edelstahl angebracht. Dieser wirkt zum einen als thermischer Kurzschluss entlang des Zylinderumfanges und gleicht Inhomogenitäten im Beton aus. Zudem können auf Metallen die Temperaturen mit Thermoelementen wesentlich genauer gemessen werden. Der Edelstahlzylinder soll gleichzeitig als Gussform zum Herstellen der Probekörper genutzt werden. Daher wurde ein Standardmaß für den Stahlzylinder ($r_{i,\text{St}} = 66,85 \text{ mm}$, $r_{a,\text{St}} = 69,85 \text{ mm}$) gewählt. Der Außenradius des Betons wurden dementsprechend auf $r_a = 66,85 \text{ mm}$ angepasst. Der Bronzestab ist ebenfalls vor dem Gießen des Betons durch Abstandshalter coaxial zum Stahlzylinder zu fixieren (Bild 35).

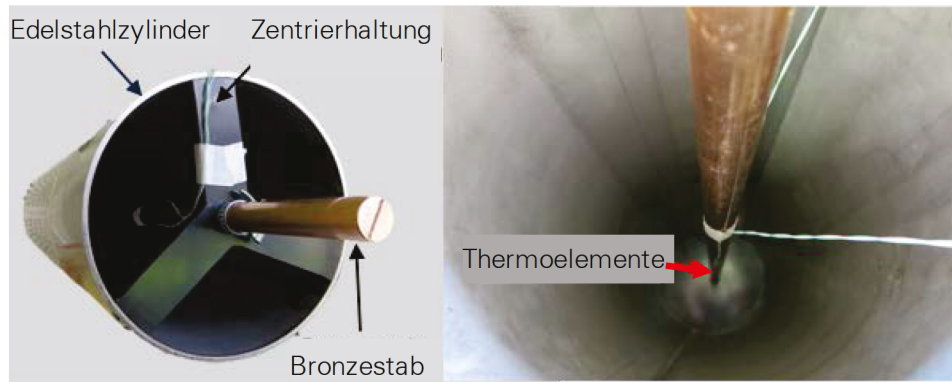


Bild 35: Edelstahlzylinder mit zentriertem Bronzestab und montierten Thermoelementen vor dem Vergießen der Probekörper zum Messen der Wärmeleitfähigkeit im Beton [68]

Durch das Vergießen des Betons im Stahlzylinder mit dem integrierten Bronzestab ergibt sich ein sehr guter Kontakt für die Wärmeleitung zwischen den Metallen und dem Beton.

Die Grundvoraussetzung, um die Wärmeleitfähigkeit des Betons nach (Gl 3.9) bestimmen zu können, ist ein eindimensionaler Wärmetransport entlang des Radius. Die Länge des Probekörpers muss so dimensioniert sein, dass in der Mitte ein Bereich konstanter Temperaturen entsteht und ein Wärmeleistungsfluss entlang des Probekörpers minimiert wird. Dafür wurde ein 3-D-FEM-Modell des Probekörpers aufgebaut und die Temperaturverteilung berechnet (Bild 36).

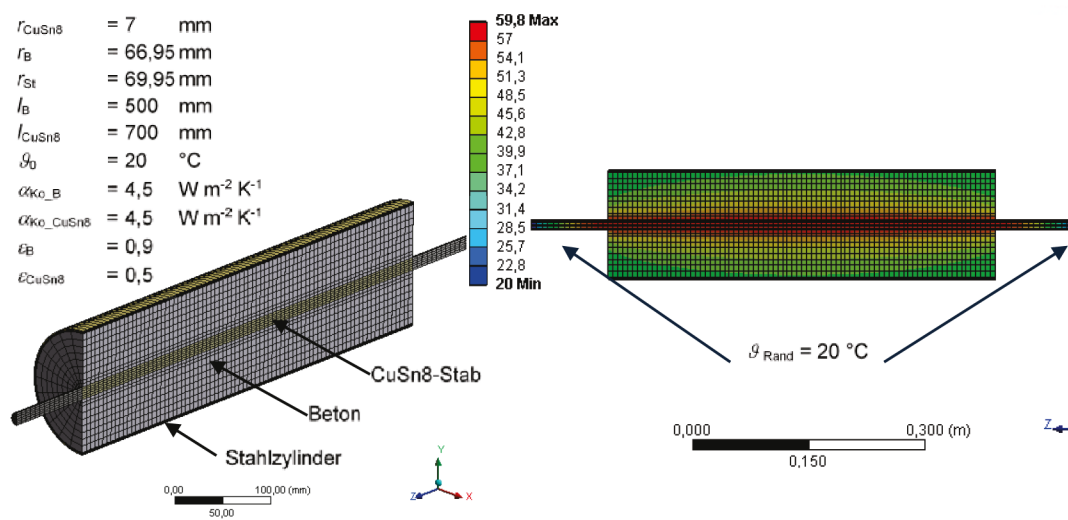


Bild 36: 3-D-FEM-Modell und Temperaturverteilung der Probekörper zum Messen der Wärmeleitfähigkeit im Beton

In diesem 3-D-FEM-Modell wurde die Länge des Bronzestabes sowie des Beton- und Stahlzylinders so variiert, bis sich in einem Bereich von 100 mm in der Mitte der Probekörper Temperaturdifferenz kleiner als 0,25 K ergaben (Bild 37). Der Wärmetransport entlang der Zylinderachsen kann damit vernachlässigt werden.

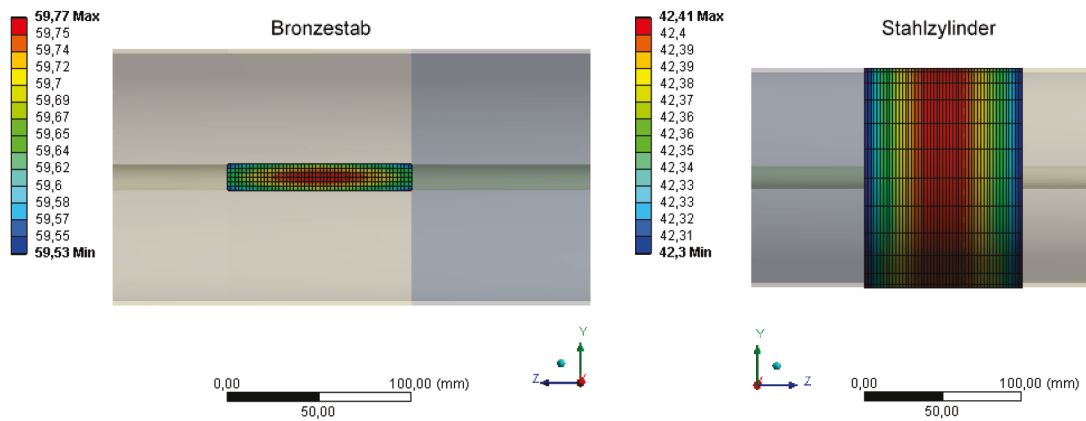


Bild 37: Temperaturverteilung am Bronzestab und auf der Außenfläche des Stahlzylinders berechnet mit dem 3-D-FEM-Modell der Probekörper zum Bestimmen der Wärmeleitfähigkeit

Mit Hilfe der Ortskonstante b kann man entscheiden, wie groß die Länge der jeweiligen Probekörper nachgebildet werden muss, damit kein Einfluss auf die Temperaturverteilung im zentralen Bereich entlang der Zylinderachse durch die kälteren Randbereiche auftritt.

Der zentrale Messbereich muss um die dreifache Länge der Ortskonstante in beide Richtungen verlängert werden, um eine Beeinflussung auszuschließen. Die thermische Ortskonstante b ergibt sich durch folgende Formel (Gl I 3.10)

$$b = \sqrt{\frac{\lambda A}{\alpha U}} \quad 3.10$$

Der resultierende Wärmeübergangskoeffizient α ergibt sich aus dem Anteil der Strahlung α_s und der Konvektion α_k .

$$R_{th} = R_{L_Beton} + R_s || R_{ko} \quad 3.11$$

Nach der Berechnung beträgt bei einer Endtemperatur des Leiters von (70 °C – 90 °C) die Ortskonstante ca. 170 mm, d. h. die Länge des Leiters muss größer als 510 mm sein. In diesem Versuch nehmen wir die Länge des Leiters $l_{CuSn8} = 700$ mm und Länge des Betons $l_B = 500$ mm (Bild 39). Der Durchmesser des Leiters wird nach DIN EN 60228 (VDE 0295) bestimmt. Der Außendurchmesser des Betons ergibt sich aus den standardisierten Formen am Institut für Massivbau der Technischen Universität Dresden.

Vom Institut für Massivbau der TU Dresden (IMB) wurden nach diesen Vorgaben vier Probekörper hergestellt. Die Oberfläche der Stahlzylinder wurde nach dem Trocknen mit einem matten Sprühlack versehen um den Emissionsgrad von $\varepsilon_{St} = 0,9$ zu erreichen.

3.3.3 Versuchsaufbau und Durchführung

In diesem Versuch wurden die vier zylindrischen Probekörper (A, B, C und D) aus UHPC in Reihe an einen Hochstromtransformator ($I_t = 500\text{ A}$) angeschlossen (Bild 38). Der Belastungsstrom konnte mittels eines Stelltransformators eingestellt werden. Der Strom fließt durch den Bronzeleiter und erwärmt diesen. Diese Wärme wird dann durch Wärmeleitung durch den Beton an die Oberfläche transportiert. Von dort wird die Wärme durch Konvektion und Strahlung an die Umgebung abgegeben.

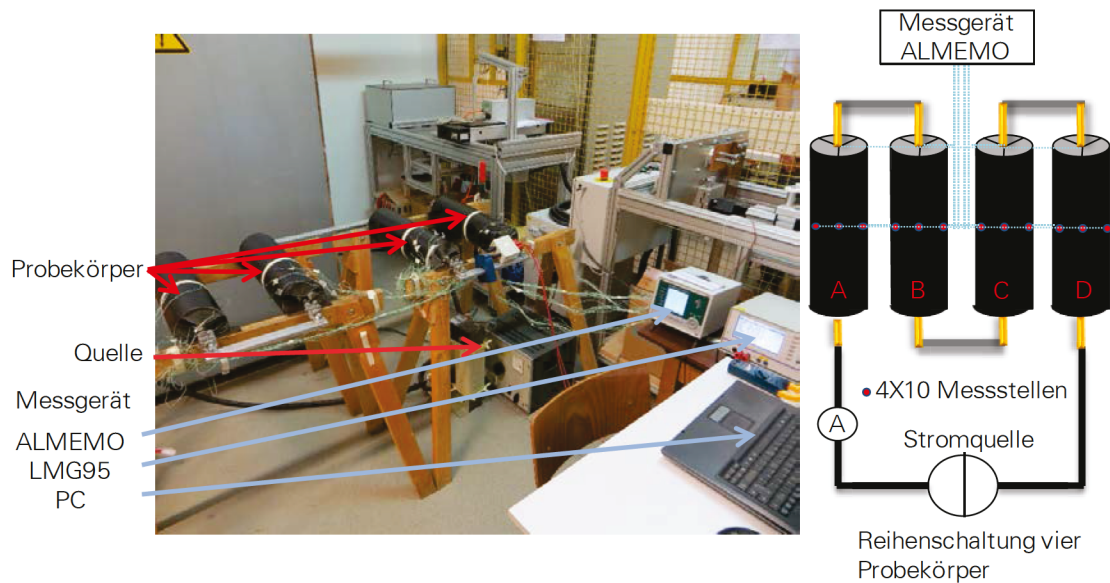


Bild 38: Skizze des Probekörpers zum Messen der Wärmeleitfähigkeit und der Versuchsstand

Zum Messen der Temperaturen wurden vor dem Vergießen in jedem Bronzestab zwei NiCr-Ni Thermoelemente (A_0 und A_9) montiert. Entlang des Umfanges der Stahlzylinder befanden sich jeweils acht NiCr-Ni Thermoelemente (A_1 bis A_8) (Bild 39). Die Temperaturen wurden durch die Messgeräte ALMEMO 5690-2 registriert. Der Belastungsstrom (Tabelle 8) wurde durch einen Stromwandler übersetzt und durch das Leistungsmessgerät LMG95 gemessen. Mit Hilfe des Messprogramm IEEH-Messlab wurden die gemessenen Ströme und Temperaturen auf einem Mess-PC gespeichert. Aufgrund der Wärmekapazität der Versuchsanordnung erwärmen sich die Probekörper nur langsam. Der thermisch stationäre Endwert wird nach 10 Stunden erreicht (Bild 40).

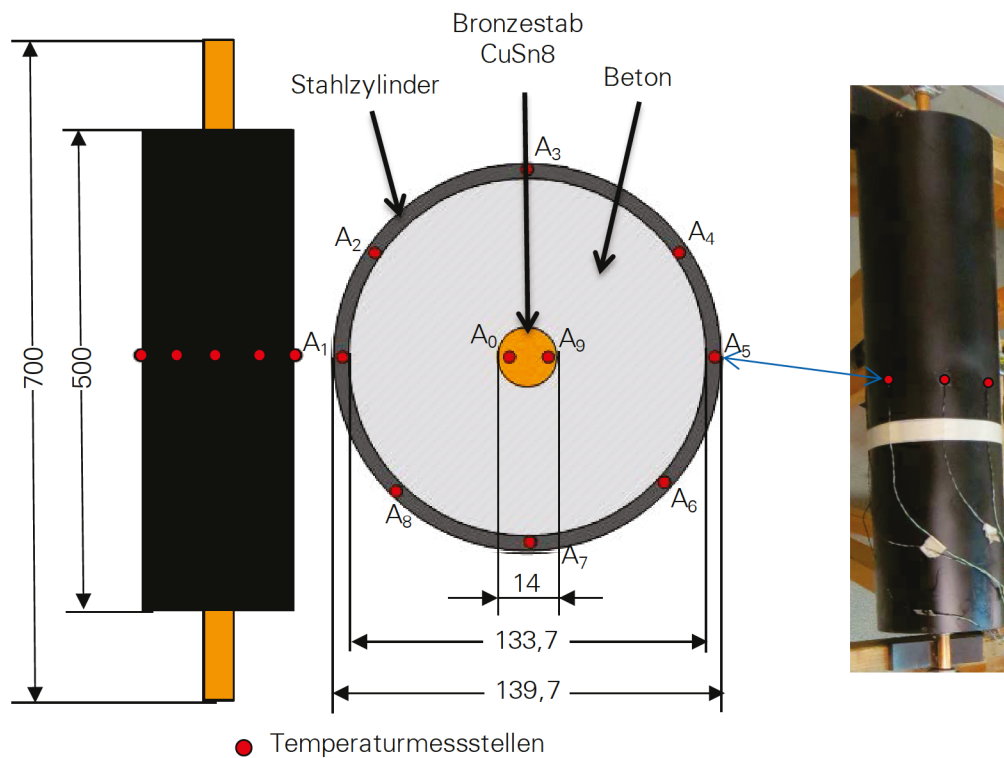


Bild 39: Probekörper und Temperaturmessstelle auf dem Probekörper

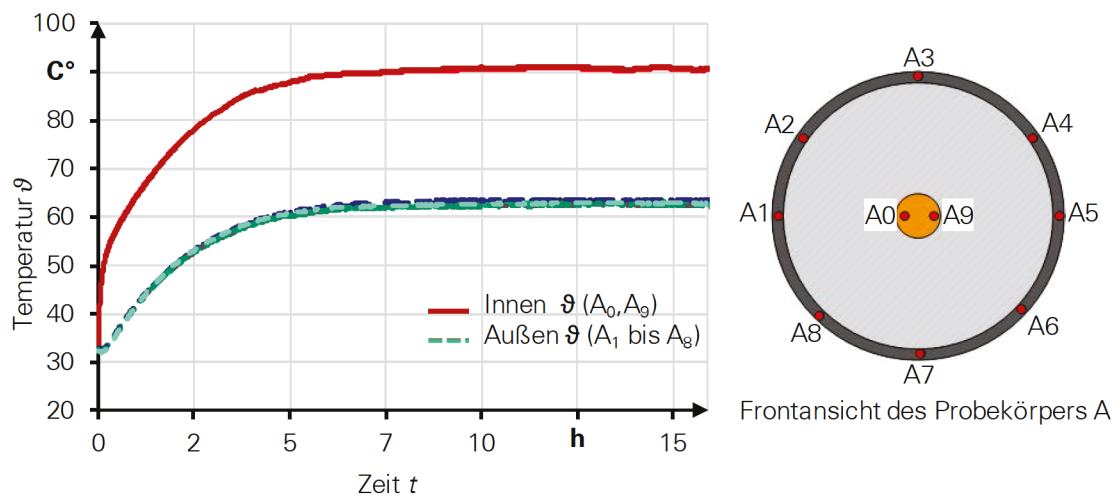


Bild 40: Innen- und Außentemperaturverlauf des Probekörpers A bei $I = 408$ A

Die Die Wärmeleitfähigkeit wurde bei drei verschiedenen Temperaturstufen (70 C° bis 90 C°) ermittelt. (Tabelle 9) Vor Beginn des Versuches wurden die benötigten Belastungsströme für die unterschiedlichen Temperaturstufen durch ein Wärmenetz berechnet (Tabelle 8). Für jede Temperaturstufe wurde die Wärmeleitfähigkeit dreimal gemessen

Tabelle 8: Berechnete Ströme durch Wärmenetz Methode bei einer Umgebungstemperatur

Temperatur in °C	70	80	90
Strom in A	328	371	411

Um die Wärmeleitfähigkeit abhängig vom Wassergehalt des Betons zu ermitteln, wurde zu verschiedenen Zeitpunkten gemessen. Die erste Messreihe wurde 100 Tage und die zweite Messreihe 180 Tage nach dem Herstellen der Probekörper durchgeführt.

3.3.4 Auswertung und Ergebnisse

Um aus den gemessenen Temperaturen und Strömen die Wärmeleitfähigkeit des Betons bestimmen zu können, muss zunächst die Wärmeleitungsgleichung (Gl. 3.9) nach der Wärmeleitfähigkeit umgestellt werden [54].

$$\lambda_B = \frac{P_{\text{CuSn8}}(\vartheta_{\text{CuSn8}})}{2 \pi l (\vartheta_{\text{CuSn8}} - \vartheta_{\text{St}})} \ln \frac{r_B}{r_{\text{CuSn8}}} \quad 3.12$$

Die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ ergibt sich aus den Mittelwerten der Temperaturen ϑ_{CuSn8} und ϑ_{St} am Bronzestab und am Stahlzylinder. Die entlang des Radius transportierte Wärmeleistung entspricht der im Bronzestab durch den Belastungsstrom I_B erzeugten Verlustleistung P_{CuSn8} . Diese ist abhängig von der Temperatur ϑ_{CuSn8} des Bronzestabes zu berechnen.

$$P_{\text{CuSn8}}(\vartheta_{\text{CuSn8}}) = I_B^2 \cdot R_{\text{CuSn8}_20} [1 + \alpha_{T20}(\vartheta_{\text{CuSn8}} - 20 \text{ °C})] \quad 3.13$$

Tabelle 9: Verlauf der Wärmeleitfähigkeit bei verschiedenen Temperaturstufen

$\vartheta / \text{°C}$	70		80		90	
Tage nach dem Betonieren / d	100	180	100	180	100	180
$\Delta\vartheta / \text{K}$	17,5	18	21,5	22	26	27,5
I / A	332	333	368	370	405	406
$P' / \text{W m}^{-1}$	98,3	98,9	120,8	122,1	146,3	147
$\lambda / \text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	2,02	1,97	2,04	1,99	2,02	1,99

Die Temperaturen auf der Oberfläche des Betons und des Bronzeleiter wurden wie im Versuchsaufbau (Bild 38) gemessen. Die Wärmeleiterfähigkeit λ wurde aus der gemessenen Temperatur-

differenz zwischen Innen- und Außentemperatur der Probekörper bei verschiedenen Temperaturstufen und unterschiedlichen Zeitpunkten berechnet. Die mittlere Wärmeleitfähigkeit des UHPCs ergibt sich daraus zu $(2 \pm 0,02) \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ (Bild 41). Für den untersuchten Temperaturbereich konnte keine eindeutige Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des Betons von der Temperatur festgestellt werden. Die Abweichungen der Wärmeleitfähigkeiten bei verschiedenen Temperaturstufen sind sehr gering. Für den untersuchten Zeitraum nach dem Betonieren konnte auch keine wesentliche Änderung der Wärmeleitfähigkeit abhängig von Wassergehalt festgestellt werden.

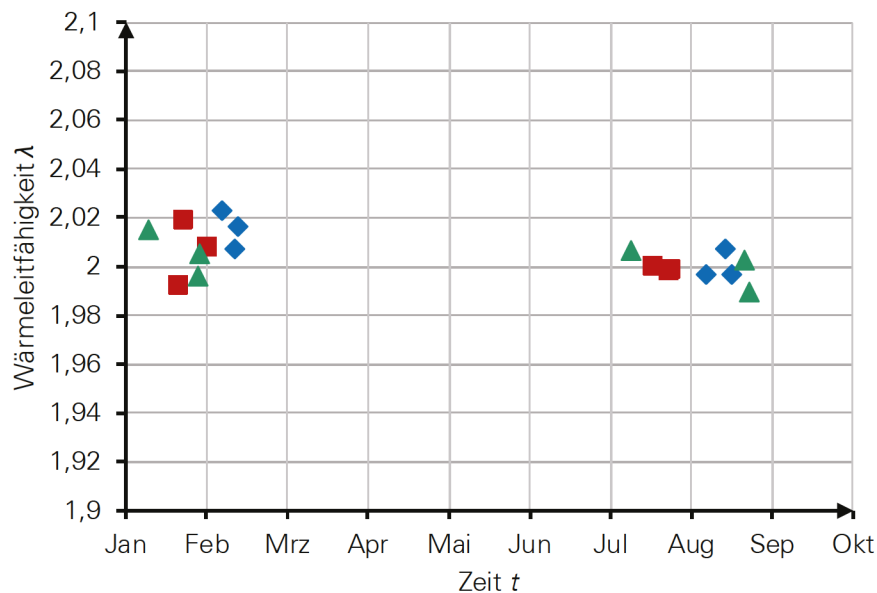


Bild 41: Wärmeleitfähigkeit des UHPCs bei verschiedenen Temperaturstufen ° zu verschiedenen Zeitpunkten

3.3.5 Schlussfolgerung

Um die Wärmeleitfähigkeit ermitteln zu können, wurde vor dem Versuch die Erwärmung mit einem Wärmenetz im Programm OrCad Capture durchgeführt, und der notwendige Belastungsstrom für verschiedene Temperaturstufen berechnet. Damit wurde für das Messen der Temperatur beziehungsweise der Wärmeleitfähigkeit λ des UHPC's ein Versuchsstand erfolgreich entwickelt.

Die Messungen wurden wegen des Wassergehalts im Beton und zu Erhöhung der Genauigkeiten in verschiedenen Zeiträumen bei unterschiedlichen Temperaturen durchgeführt. Die gemessenen Werte wurden mit den berechneten Werten verglichen. Die Abweichungen zwischen Messung und Rechnung sind sehr gering.

Daraus wurde die Wärmeleitfähigkeit λ im Bereich $(2 \pm 0,02 \text{ K} \cdot \text{W}^{-1} \text{ m}^{-1})$ im ersten gemessenen Zeitraum ermittelt. Im Zweiten Zeitraum betrug die Wärmeleitfähigkeit $(1,99 \pm 0,02 \text{ K} \cdot \text{W}^{-1} \text{ m}^{-1})$ (Tabelle 9). Der Einfluss des Wassergehalts im Beton auf die Wärmeleitfähigkeit ist nicht signifikant. Der berechnete Wert für UHPC besitzt etwa dieselbe Größe wie der normalen Betons.

4 Verhalten des Betons unter Einwirkung des elektrischen Feldes

4.1 Durchschlag im schwach inhomogenen Feld

Der Nachweis der Haltbarkeit und Brauchbarkeit von elektrischen Isolierstoffen oder Isoliersystems in der Hochspannungstechnik kann über Spannungsprüfungen als Durchschlagdiagnose erfolgen [55]. Dabei spielt die Eigenschaft der elektrischen Festigkeit, nachfolgend als Festigkeit bezeichnet, eines jeden Isolierstoffes eine tragende Rolle. Dielektrische (Leitfähigkeit, Oberflächenwiderstand, Verlustfaktor), thermische (Wärmeleitfähigkeit, Temperaturabhängigkeit, Kriechstromfestigkeit) und mechanische (Druckfestigkeiten, Elastizitätsmodul) Eigenschaften sowie die Beständigkeit gegen Umwelteinflüsse erweitern das Eigenschaftsprofil eines Isolierstoffes [56].

Die Erkenntnisse über das Durchschlagverhalten und die elektrische Festigkeit ultrahochfesten Betons sind international bisher noch nicht ausreichend erforscht und aufgrund der individuellen Zusammensetzung nicht allgemein beschreibbar. Anhand von Fertigungsmustern werden Entwicklungsprüfungen durchgeführt, die der Gewinnung umfassender Informationen über das Isoliervermögen und Verhalten bis zum Durchschlag dienen. Eine Dauerbelastung für die in der Energietechnik eingesetzten Betonmasten aus UHPC stellt typischerweise die Netzfrequenz der Betriebsspannung dar. Genauere Kenntnisse über das Verhalten des Isolierstoffes bei Beanspruchung durch 50-Hz-Wechselfelder sind daher für die Auslegung und Dimensionierung notwendig. Das trifft insbesondere auf die Betonmasten zu, die in der Hochspannungsebene eingesetzt werden. Die Norm DIN EN 60243-1 behandelt die Prüfverfahren der elektrischen Durchschlagfestigkeit von isolierenden Werkstoffen [55]. Darin wird der Begriff des elektrischen Durchschlages als „erheblicher Verlust der Isoliereigenschaften des Probekörpers unter elektrischer Beanspruchung mit dem Auftreten eines Stromes der zur Auslösung eines Stromunterbrechungsgerätes führt“ definiert.

Als Durchschlagspannung wird bei Prüfungen mit kontinuierlicher Spannungssteigerung die Spannung bezeichnet, bei welcher der elektrische Durchschlag unter festgelegten Bedingungen erfolgt. Bei Stufenspannungsprüfungen ist es die Spannung der höchsten Stufe ohne Durchschlag am Probekörper. Die Feldstärke bei der ein erheblicher Verlust der Isoliereigenschaften eintritt, bezeichnet als elektrische Festigkeit, ergibt sich aus dem Quotienten der Durchschlagspannung und dem Elektrodenabstand.

Der Einfluss thermischer und mechanischer Beanspruchungen, elektrischer Langzeitbeanspruchungen, technologisch bedingter Fehlstellen und die Größe des Isolierstoffvolumens können zu

deutlichen Unterschieden zwischen zulässigen Höchstfeldstärken bei der Prüfung und im tatsächlichen Betrieb führen [56]. Aufgrund dessen, sind die bei der Prüfung ermittelten Werte der elektrischen Festigkeit nicht allein als Grundlage für die Bemessung der Isolierungen zu verwenden, sondern sollten vielmehr als Vergleichswert unter den Isolierstoffen dienen. Infolge des von der Spannungsart abhängigen Entladeverhaltens im Isolierstoff erfolgt in der Norm DIN EN 60243 [55] eine Unterteilung der Prüfung bei technischen Frequenzen im Bereich zwischen 48 Hz 62 Hz im ersten Teil, bei Prüfungen mit Gleichspannung im zweiten Teil und bei Stoßspannungsprüfungen im dritten Teil. Die Auswahl der Spannungsart für die Prüfung richtet sich überwiegend nach den am Einsatzort des Isolierstoffes auftretenden Gegebenheiten. Zu beachten ist, dass bei der Mehrzahl der Werkstoffe die ermittelte Durchschlagspannung bei Gleichspannung höher als der ermittelte Scheitelwert der Spannung bei technischen Frequenzen liegt.

4.1.1 Anordnung der Elektroden und Probekörper

Um die Durchschlagspannung des UHPCs ermitteln zu können, sollte möglichst ein homogenes elektrisches Feld angelegt werden (keine Teilentladung). Die zu verwendenden Elektroden sind so zu dimensionieren, dass sie ein schwach inhomogenes Feld nachbilden. Die Verminderung des Einflusses von Hohlräumen in Form von nicht definierten Luftspalten, beziehungsweise die Wechselwirkung des Probekörpers umgebenden Mediums Luft mit den Elektroden, hervorgerufen durch die vorherrschende Oberflächenrauheit der Elektroden und vor allem der des UHPC, erfolgt durch die Einbettung der Elektroden im Isolierstoff. Einbettungsisolierstoffe, wie Transformator- oder Siliconöl, sind für Betonproben nicht geeignet. Der flüssige Isolierstoff kann in den offenporigen UHPC Probekörper mit absorbierenden Eigenschaften eindringen und dessen Verhalten verändern. Die Verwendung des Borda-Profiles löst die Problematik des Randfeldes in Luft [57]. Ausgehend von den Abbildungsfunktionen für das Borda-Profil mit einem Durchmesser von $\varnothing = 10 \text{ mm}$ Rundung (Bild 42) [58] und unter Berücksichtigung des homogenen Feldes ergibt sich das Elektrodenprofil aus der CAD-Modellierung. Die polierte Ausführung senkt die Oberflächenrauheit herab. Für die Verwendung von Aluminium (Al) als Material für die Elektroden spricht die einfache Verarbeitung, der Eigenschutz gegen Korrosion, eine gute Temperaturbeständigkeit, sehr gute elektrische Leitfähigkeit in Kombination mit magnetischer Neutralität und der deutlich günstigere Materialpreis gegenüber Edelstahl. Nach dem Vergießen von Probewürfeln konnten jedoch deutliche Reaktionen zwischen dem Frischbeton und dem Aluminium beobachtet werden, die zu Veränderungen im Beton führten. Die Versuche mussten daher doch alle mit Elektroden aus Edelstahl durchgeführt werden.

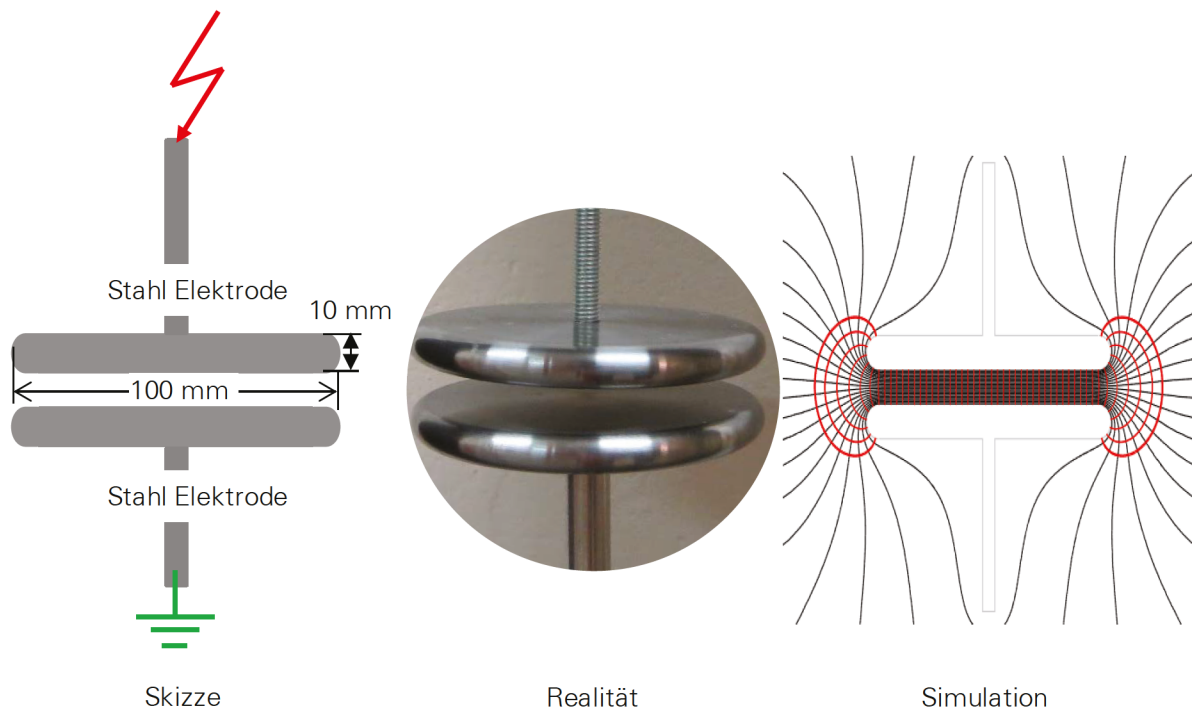


Bild 42: Elektrodenprofil und Abmessungen der designten Elektrode

Die Probekörper wurden vom Institut für Massivbau der TU Dresden hergestellt. Durch eine dreitägige Wasserlagerung kann einer Selbstaustrocknung des UHPC- Probekörpers, angesichts des sehr niedrigen Wasserzementwertes zur Vermeidung von Mikrorissbildungen, vorgebeugt werden. Die Normfestigkeit (mechanisch und chemisch) wird unter normalen Temperatur und Feuchtigkeitsbedingungen laut Norm DIN 1164 nach 28 Tagen erreicht [60]. Zum Verstehen und Herausarbeiten von Merkmalen, welche die elektrische Festigkeit des Isolierstoffes UHPC prägen, sind Untersuchungen an einfacheren Anordnungen und schneller herzustellenden Probekörpern nötig. Genutzt werden 10 mm dicke und auch 5 mm dicke Scheiben des Materials, geschnitten aus einem gegossenen Betonzylinder (Bild 43). Bei der Vorbehandlung von Probekörpern aus festen Werkstoffen muss darauf geachtet werden [61], dass die in Kontakt mit den Elektroden befindlichen Oberflächen so parallel und glatt wie möglich sind. Für Prüfungen, die senkrecht zur Werkstoffoberfläche durchgeführt werden, müssen die Probekörper eine genügend große Fläche haben, um unter den Prüfbedingungen Überschlüge zu verhindern.

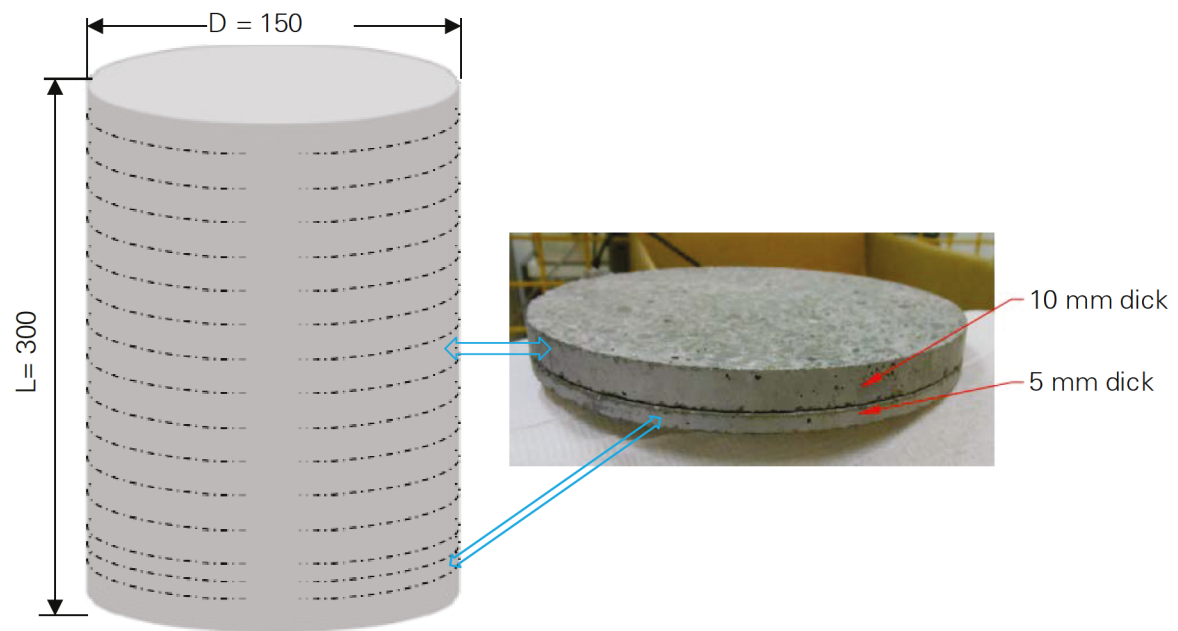


Bild 43: Maße der Prüfprobekörper

4.1.2 Versuchsaufbau und Durchführung

Die Vorbehandlung der Probekörper lehnt sich an die, in der Norm DIN EN 60243-1/2 gegebenen, Empfehlungen an. Es erfolgt eine Lagerung der Probekörper, die nach *DIN 1164* Normfestigkeit besitzen, über mindestens 24 h bei konstanten Umgebungsbedingungen von $19\text{ °C} \pm 2\text{ K}$ und $39\text{ \%} \pm 5\text{ \%}$ relativer Feuchte. Die Ermittlung der Durchschlagspannung bei Gleichspannung im Spannungssteigerungsversuch richtet sich nach der in DIN EN 60243-1 [55] festgelegten Art der Spannungssteigerung. Mit gleichbleibender Anstiegsrate wird die Spannung von Null beginnend bis zum Durchschlag gesteigert. Dabei ist die Anstiegsrate so zu wählen, dass der Durchschlag nach 10 s bis 20 s eintritt. Als Kriterium für den Durchschlag ist der Anstieg des im Stromkreis fließenden Stromes mit gleichzeitigem Absinken der anliegenden Spannung am Probekörper zu verstehen. Das ansprechende Überstromrelais schaltet die Anlage ab. Bei festen Isolierstoffen mit Prüfungen senkrecht zur Werkstoffoberfläche kann der Durchschlagkanal üblicherweise durch eine Sichtprüfung bestätigt werden.

Die Durchschlaguntersuchungen wurden an den Probekörpern bei Wechselspannung mit einer T100 Wechspannungsprüfanlage (Bild 44, Bild 45) und bei Gleichspannung mit dem Hochspannungsnetzgerät HPn des Herstellers „iseg“ mit integrierter Strom- und Spannungsmessung durchgeführt. Das Gerät dient der Erzeugung einer negativen Gleichspannung bis $-U_m = 50\text{ kV}$ bei einem maximalen Strom von $I_{NOM} = 7\text{ mA}$. Die Standardmäßige Restwelligkeit beträgt $< 0,2\text{ \% UN}$ und erfüllt die Anforderungen der Norm. Die Vergleichbarkeit der Messergebnisse und das Einhalten der nach der Norm IEC 60060-1 geforderten Messunsicherheit von 1 \% ist für den Wert der Prüfgleichspannung bei Prüfzeiten bis 60 s beziehungsweise 3 \% bei längeren Prüfzeiten, durch eine auf nationale Normale rückführbare Kalibrierung sichergestellt.

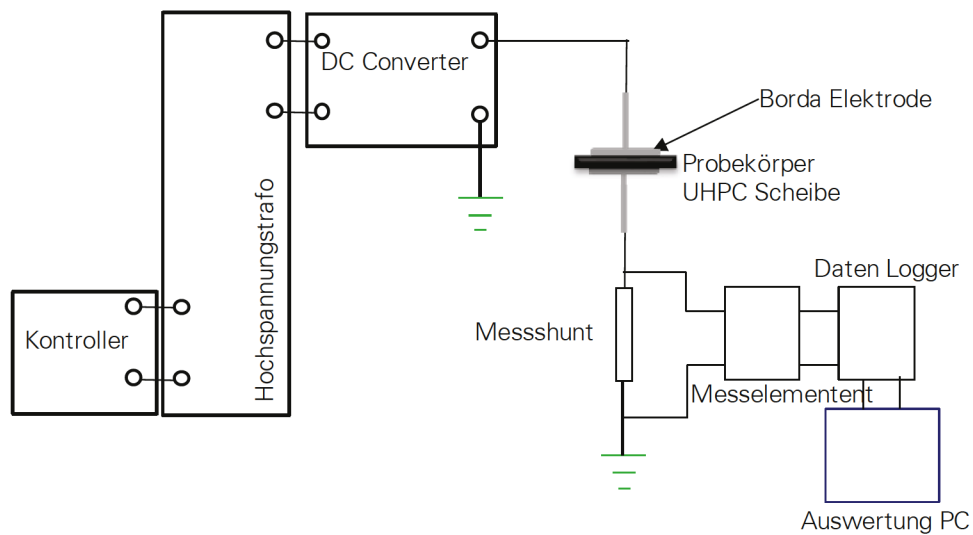


Bild 44: Die Schaltung der Versuchsanlage

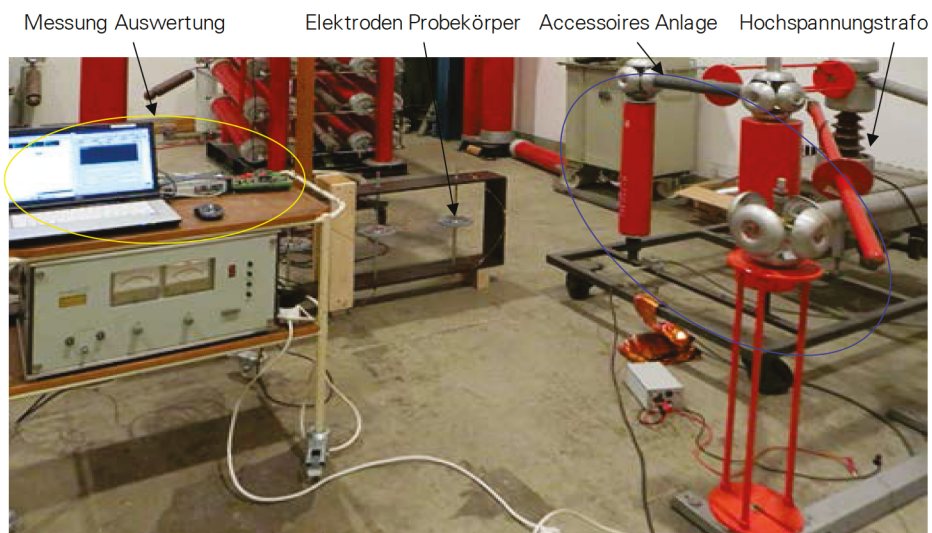


Bild 45: Versuchsanlage

4.1.3 Ergebnisse

4.1.3.1 Verhalten bei Gleichspannung

Die im Versuch an den Probekörpern mit einer Nenndicke von $d = 5 \text{ mm}$ und $d = 10 \text{ mm}$ ermittelten Stromverläufe zur Bestimmung der elektrischen Festigkeit sind im (Bild 46) einzusehen. Die dazugehörigen elektrischen Festigkeitswerte der Probekörper sind in der (Tabelle 10) hinterlegt. Die statistische Auswertung erfolgt anhand des arithmetischen Mittelwerts und der Spannweite über die Gleichungen (4. 1) bis (4. 4) [63]. Die im Spannungssteigerungsversuch ermittelte lineare Verteilungsfunktion der elektrischen Festigkeit ist in Bild dargestellt (Bild 47).

Probekörper mit Nenndicke $d = 5 \text{ mm}$

Mittelwert
$$m_{5mm} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n E_{di} = 4,01 \text{ kV cm}^{-1}$$
 4. 1

Spannweite
$$R_{5mm} = \underbrace{\max}_{i=1...n} E_{di} - \underbrace{\min}_{i=1...n} E_{di} = 1,43 \text{ kV}$$
 4. 2

Probekörper mit Nenndicke $d = 10 \text{ mm}$

Mittelwert
$$m_{5mm} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n E_{di} = 4,45 \text{ kV cm}^{-1}$$
 4. 3

Spannweite
$$R_{5mm} = \underbrace{\max}_{i=1...n} E_{di} - \underbrace{\min}_{i=1...n} E_{di} = 2,91 \text{ kV}$$
 4. 4

Tabelle 10: Elektrische Festigkeitswerte der Probekörper bei Gleichspannung

Probekörper	mittlere Dicke	Maximale elektrische Feldstärke
PK_Datum der Herstellung_ Zeichnen der PK		
PK_12.14_Z3	4,68	3,42
PK_12.14_Z5	5,1	3,59
PK_12.14_Z5	5,79	3,63
PK_12.14_Z1	5,06	4,35
PK_12.14_Z5	4,65	4,07
PK_12.14_Z3	4,16	3,85
PK_12.14_Z1	4,35	4,83
PK_12.14_Z3	4,63	4,75
PK_10.15_Z3	10,14	6,9
PK_10.15_Z4	10,27	3,99
PK_10.15_Z4	9,97	4,82
PK_10.15_Z4	10,16	6,5
PK_10.15_Z4	10	6,4
PK_10.15_Z4	10,19	4,41
PK_10.15_Z2	10,23	4,79
PK_10.15_Z2	10,19	5,39

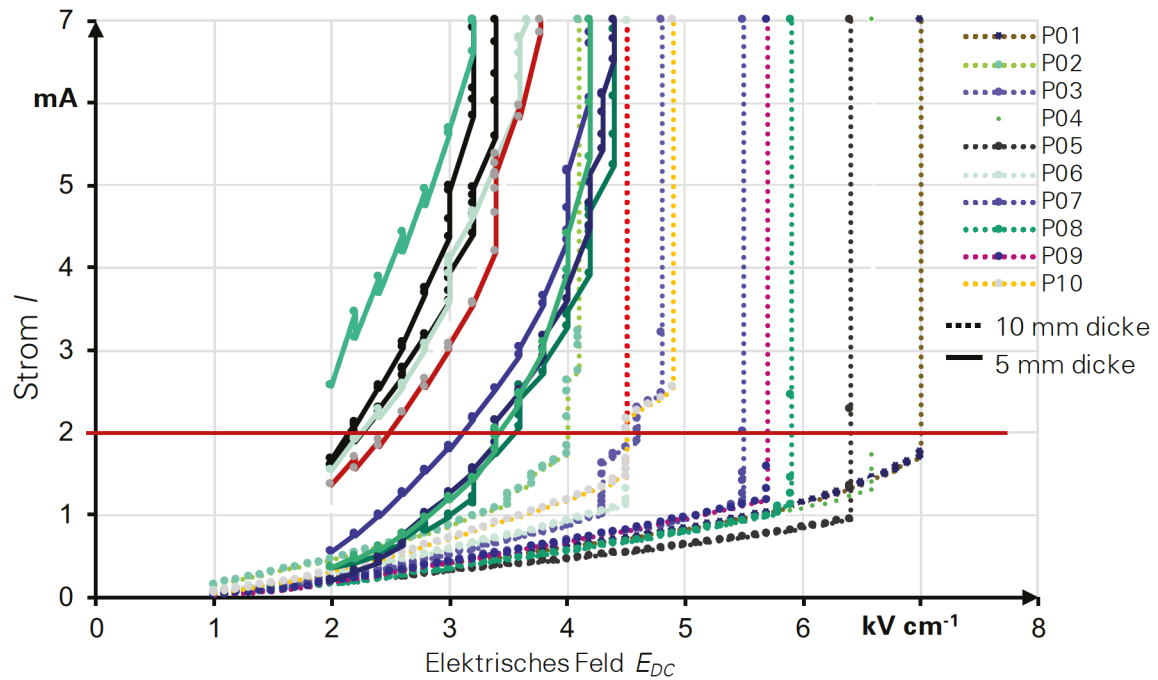


Bild 46: Strom in Abhängigkeit von der Stufe der Feldstärke E_{DC} gemessen an Probekörpern verschiedener Nenndicke

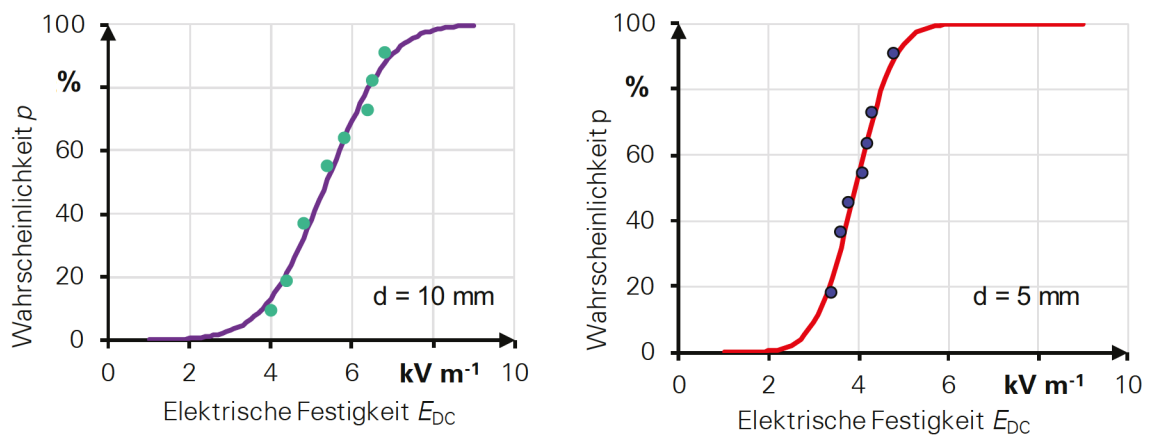


Bild 47: Verteilungsfunktionen der elektrischen Festigkeit der Probekörper bei Gleichspannung

Eine deutliche Erwärmung des Prüfkörpers erfolgt, wenn die im Inneren des Materials auftretenden Verluste größer sind als die über die Oberfläche abführbare Wärmeleistung. Das ist der Zeitpunkt ab dem der Strom bei konstanter Spannung stetig ansteigt. Die im Versuch zugeführte Energie bei konstanter Spannung und stetig ansteigendem Strom (ab 35 min) wird mit beispielhaft am Prüfkörper der Messreihe 1 errechnet (Gleichung 4.5). Die zusätzlich zugeführte Energie beträgt nach der Berechnung $E = 8,37 \text{ kJ}$. Unter Zugrundelegung der spezifischen Wärmekapazität für Beton mit $c_p = 1 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ und einem Gewicht des Prüfkörpers von circa $M_{UHP} = 0,25 \text{ kg}$ kann es zu einer Erwärmung des Prüfkörpers um $\Delta\vartheta \approx 33,5 \text{ K}$ kommen, was plausibel erscheint.

Die in dieser Zeit zugeführte Energie erklärt aber nicht die Aufschmelzungen die dem Spektrum von Basalt entsprechen.

$E = \sum_{t_0}^{t_1} [u(t) \cdot i(t)] dt = \sum_{2100\text{ s}}^{2914\text{ s}} [u(t) \cdot i(t)] = 8370\text{ J}$	4. 5
--	------

Vielmehr lässt sich ausgehend von den Auswirkungen am Prüfkörper (Bild 48) und der deutlich feststellbaren Erwärmung der Elektroden und Prüfkörper, der Einfluss eines Wärmedurchschlages vermuten. Mit zunehmender Versuchsdauer nehmen die auftretenden Verfärbungen am Prüfkörper zu. Wirkverluste, hervorgerufen aufgrund der Leitfähigkeit des Materials, erwärmen das Dielektrikum. Ist die im Inneren des Prüfkörpers erzeugte Leistung höher als die über Oberfläche und Elektroden abführbare Verlustleistung, entsteht im Inneren ein Bereich hoher Temperatur ϑ_{\max} , der als „heißer Punkt“ bezeichnet wird.

Mit steigender Temperatur nimmt die thermische Schwingung der Ionen zu. Sie befinden sich zunächst in einem Gitterverband, bis sie sich herauslösen und mit zum Prozess der Leitfähigkeit beitragen. Aufgrund der steigenden elektrischen Leitfähigkeit wandelt sich die im schwach inhomogenen Grundfeld homogene Stromverteilung in eine inhomogene um. Das Durchschmelzen der UHPC-Scheibe tritt infolge einer wärmeelektrischen Fehlstelle ein [46]. Der Ablauf des Sachverhaltes ist in (Bild 49) veranschaulicht.



Bild 48: Auswirkungen an den Prüfkörpern

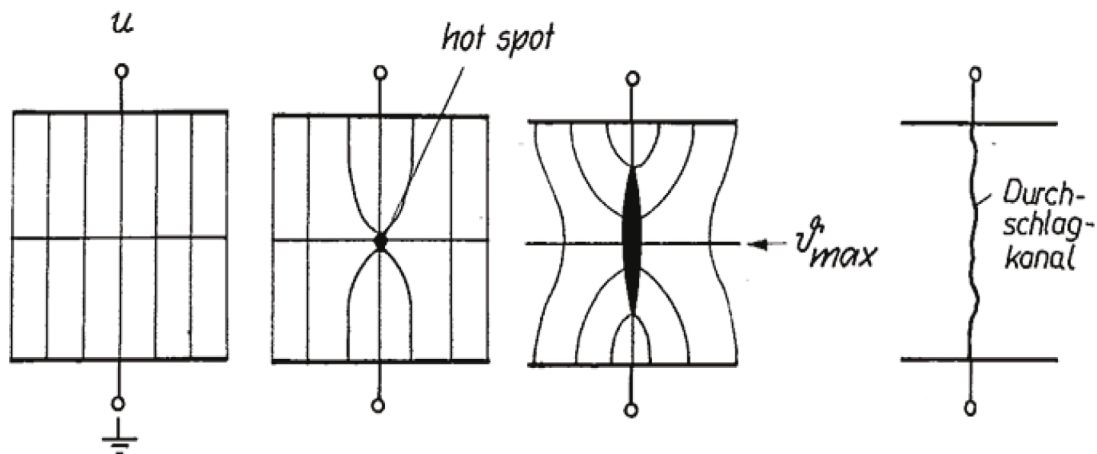


Bild 49: Entwicklung eines Wärmedurchschlages [46]

Die veränderte Leitfähigkeit fördert die Entwicklung eines Wärmedurchschlages, wodurch erhöhte Temperaturen und mechanische Spannungen im Prüfkörper entstehen können.

4.1.3.2 Verhalten bei Wechselspannung

Die im Versuch an den Probekörpern mit einer Nenndicke von $d = 10$ mm ermittelten Stromverläufe zur Bestimmung der elektrischen Festigkeit sind im Anhang in der Abbildung (Bild 50) einzusehen, die dazugehörigen elektrischen Festigkeitswerte der Probekörper in der (Tabelle 11) hinterlegt. Die statistische Auswertung erfolgt anhand des arithmetischen Mittelwerts und der Spannweite mit den Gleichungen (4.6) und (4.7). Die im Spannungssteigerungsversuch ermittelte lineare Verteilungsfunktion der elektrischen Festigkeit ist in (Bild 51) dargestellt.

Mittelwert
$$m_{5mm} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n E_{di} = 4,1 \text{ kV cm}^{-1} \quad 4.6$$

Spannweite
$$R_{5mm} = \max_{i=1 \dots n} E_{di} - \min_{i=1 \dots n} E_{di} = 1,88 \text{ kV} \quad 4.7$$

Tabelle 11: Elektrische Festigkeitswerte der Probekörper bei Wechselspannung

Probekörper	mittlere Dicke d [mm]	Maximale elektrische Feldstärke $E_{AC\ max}$ [kV.cm ⁻¹]
PK10.15_Z2	9,99	3,97
PK10.15_Z2	10,2	5,21
PK_10.15_Z2	10,1	4,6
PK_10.15_Z1	10,24	3,97
PK10.15_Z1	10,04	3,79
PK_10.15_Z1	10,29	3,82
PK_10.15_Z1	9,64	3,73
PK_10.15_Z3	9,87	3,33
PK_10.15_Z3	9,48	4,38
PK_10.15_Z2	10,03	4,22

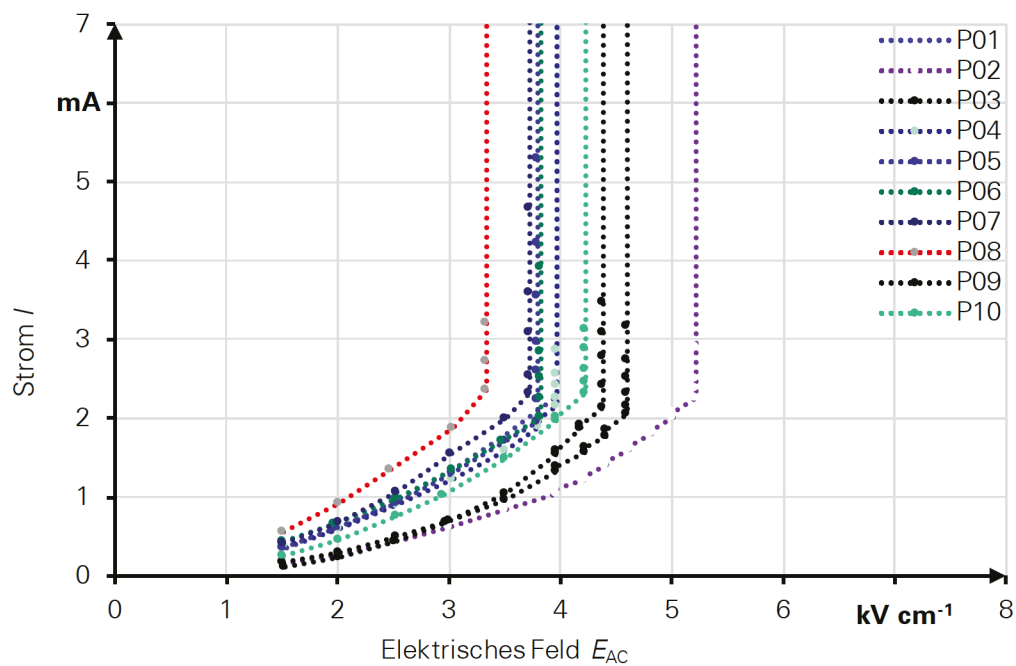


Bild 50: Strom in Abhängigkeit von der Stufe der Feldstärke E_{AC} gemessen an Probekörpern der Nenndicke 10 mm

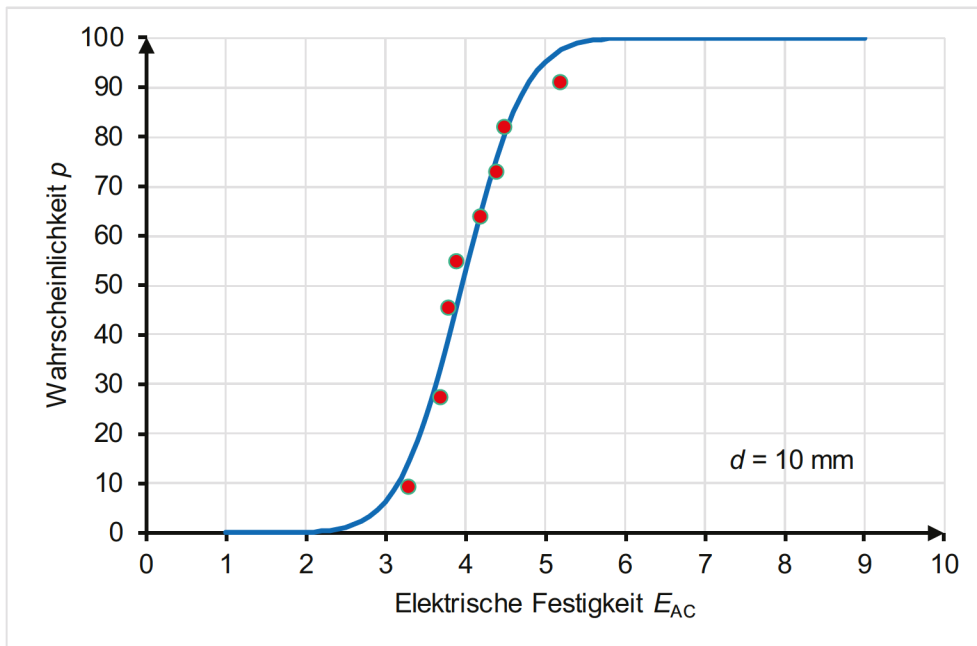


Bild 51: Verteilungsfunktionen der elektrischen Festigkeit der Probekörper bei Wechselspannung

4.2 Durchschlag im stark inhomogenen Feld

Eine dauerhafte Belastung durch ein starkes elektrisches Feld könnte in Feststoffen eine kontinuierliche Beeinträchtigung bewirken. Bei Feststoffisolierungen führt dies zu einer Verringerung der elektrischen Festigkeit bzw. zum Durchschlag. Die Durchschlagsfestigkeit von Betonscheiben mit eingebrachten Fehlstellen wurde durch Spannungssteigerungsversuche und Konstantspannungsversuche bestimmt [64][65].

4.2.1 Versuchsaufbau und Durchführung

Es wurden Betonprobekörper in Scheibenform (Bild 43) verwendet, die von dem Institut für Massivbau der TU Dresden geliefert wurden.

Zur Untersuchung der elektrischen Festigkeit bei stark inhomogenem Feld wurden Spannungssteigerungsversuche (SSV) und Konstantspannungsversuche (KSV) bei Gleichspannung für verschiedene Spannungsstufen durchgeführt. Zur Nachbildung eines stark inhomogenen Feldes als kritischster Fall, wurde eine Spitze-Platte-Anordnung benutzt [66]. Da die Lebensdauerversuche mit hohem Zeitaufwand verbunden sind, wurden eine Versuchsanordnung mit vier parallelen Probekörpern verwendet (Bild 52).

Bedingt durch den hohen Zeitaufwand wurden die Versuche nur bei Gleichspannung durchgeführt. Die Untersuchungsergebnisse aus dem Abschnitt (Ab 3.4.3) zur elektrischen Festigkeit haben gezeigt, dass der untersuchte Beton durch den Effekt des Wärmedurchschlags versagt (Abschnitt 4.1.3.1). Die elektrische Leitfähigkeit des Betons ist deutlich größer als bei typischen Iso-

lierstoffen in der Hochspannungstechnik, z.B. Porzellan, Kunststoffe [67]. (Abschnitt 3.1) Der Verlustfaktor $\tan \delta$ des Betons wurde mit 1,5 ermittelt (Ab 3.2), ist damit vergleichsweise groß. Das bedeutet, dass der Anteil der Leitfähigkeitsverluste an der im Beton erzeugten Wärmeleistung deutlich größer ist als der Anteil der Polarisationsverluste. Daher sind die Lebensdauerversuche bei Gleichspannungsbelastung ausreichend.

Auf Grund vieler technologisch bedingter Fehlstellen an der Oberflächen der Probekörper und der Schwierigkeit, die entsprechenden Punkte zu identifizieren, wurde der Versuchsaufbau je Anordnung um fünf Spitzen erweitert, um die zufällige Inhomogenität der Werkstoffoberfläche zu eliminieren (Bild 53).

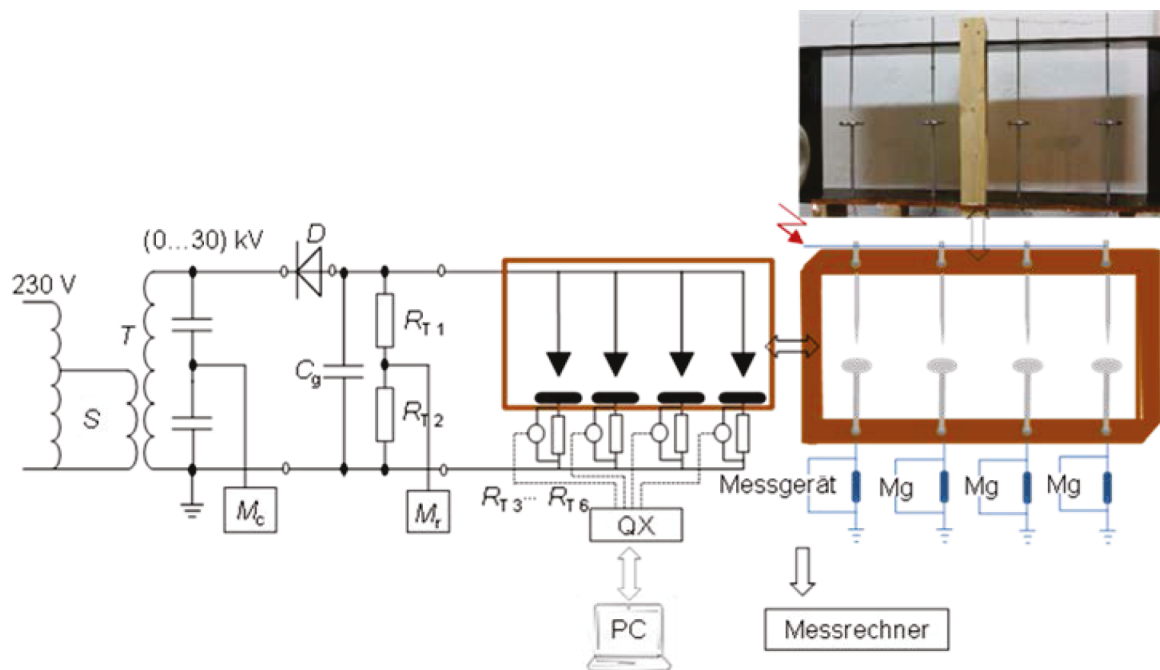


Bild 52: Aufbau für Lebensdauerversuche bei Gleichspannung mit mehreren Elektroden, zunächst mit einer Spitze

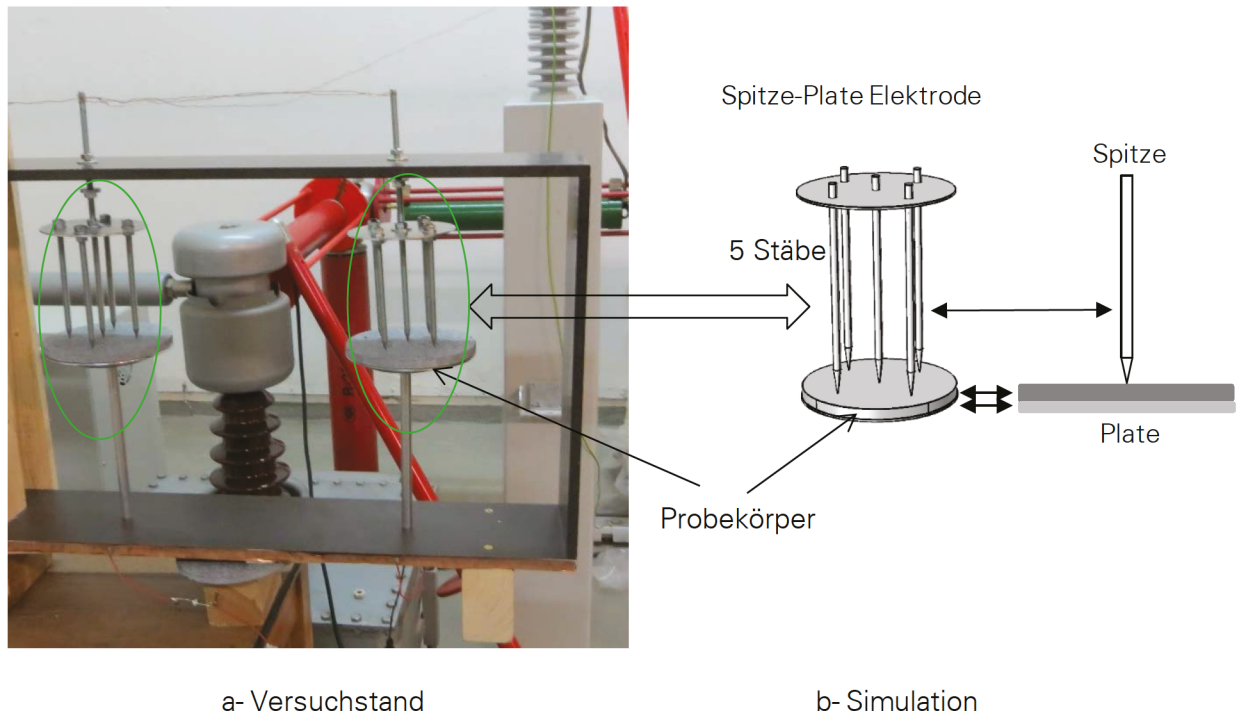


Bild 53: Anordnung für Lebensdauerversuche, erweitert auf fünf Spitzen

Um für alle Versuche gleiche Versuchsbedingungen sicherzustellen, wurden zunächst bei einer Spannung von 1,5 kV und bei 3,0 kV die Ströme durch den Prüfling gemessen. Wenn die Ströme vergleichbar groß waren, wurden danach die Versuche weitergeführt.

Die Spannung wurde angelegt und mit verschiedenen Spannungssteigerungs-Geschwindigkeiten bis zum Durchschlag gesteigert (Bild 54). Es wurden die entsprechenden Durchschlagsspannungen abhängig von der Steigerungsgeschwindigkeit aufgelistet und ausgewertet (Bild 55).

4.2.2 Ergebnisse

Für eine Spannungsbelastung im Normalbetrieb (Bild 54, Bild 55) wurde eine auftretende Feldstärke von ca. $0,03 \text{ kV cm}^{-1}$ ermittelt. Alterung verringert die elektrische Festigkeit. Die auftretende Beanspruchung ist jedoch wesentlich geringer als die Reduktion der elektrischen Festigkeit des UHPC (7 kV cm^{-1}) innerhalb von etwa fünfzig Jahren.

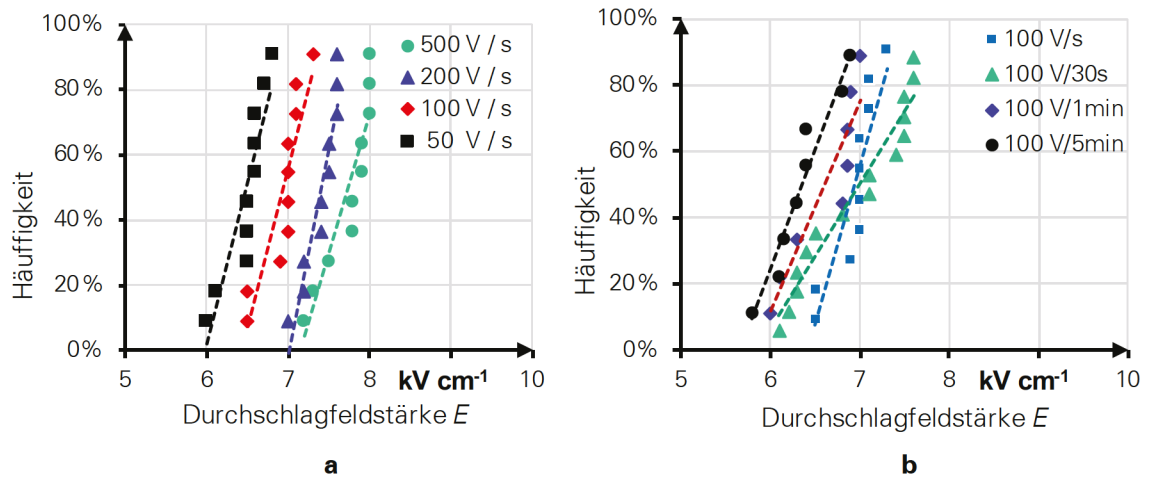


Bild 54: Verteilungsfunktionen der Durchschlagspannung, ermittelt in Spannungssteigerungsversuchen (SSV) mit verschiedenen Steigerungsgeschwindigkeiten

a- kontinuierliche Spannungssteigerung,

b- stufenförmige Spannungssteigerung.

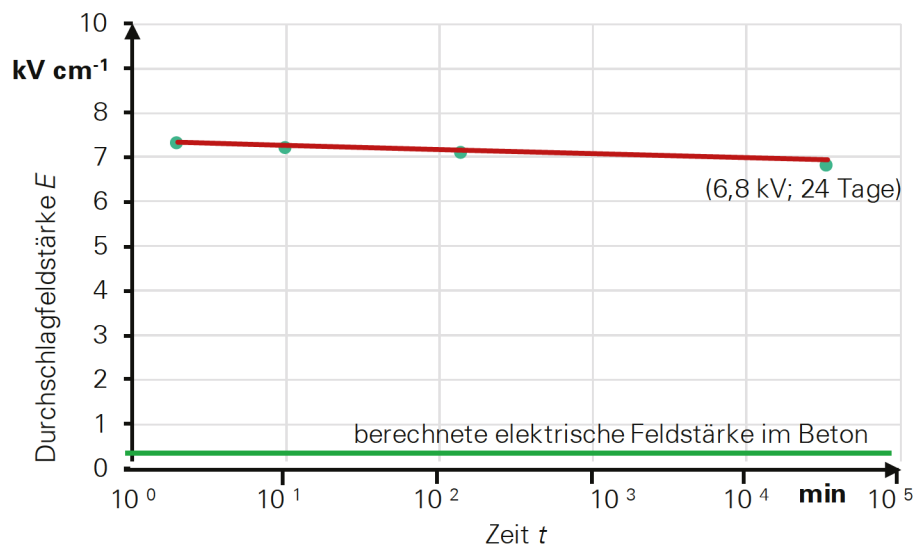


Bild 55: Lebensdauererkennlinie aus Konstantspannungsversuchen (KSV)

4.3 Die Wirkungen des elektrischen Feldes auf Eigenschaften des UHPCs

4.3.1 Versuchsaufbau und Durchführung

Um die Einflüsse der elektrischen Feldstärke auf UHPC zu ermitteln, wurden Langzeitversuche mit kubischen Probekörpern ($10 \times 10 \times 10$) cm³ bei dauernder AC- und DC-Spannungsbelastung

durchgeführt (Bild 56Bild 57). Dabei wurden je vier Probekörper über einen Monat, weitere vier Probekörper über drei Monate mit Spannung belastet.

Die maximale elektrische Feldstärke im Beton wurde mit Hilfe des 3-D-FEM-Modells unter Verwendung einer gemessenen Permittivität zu ca. $0,03 \text{ kV cm}^{-1}$ berechnet. Die im Experiment gewählte elektrische Feldstärke zur Belastung der Probekörper war etwa 5-mal größer als die maximal berechnete elektrische Feldstärke (Abschnitt 2.6).

Für die Dimensionierung des Versuchsaufbaus wurde ein 3D-Modell benutzt. Die elektrische Feldstärkeverteilung wurde mit Hilfe des Modells für die AC Versuche (Bild 56) und DC Versuche (Bild 57) berechnet

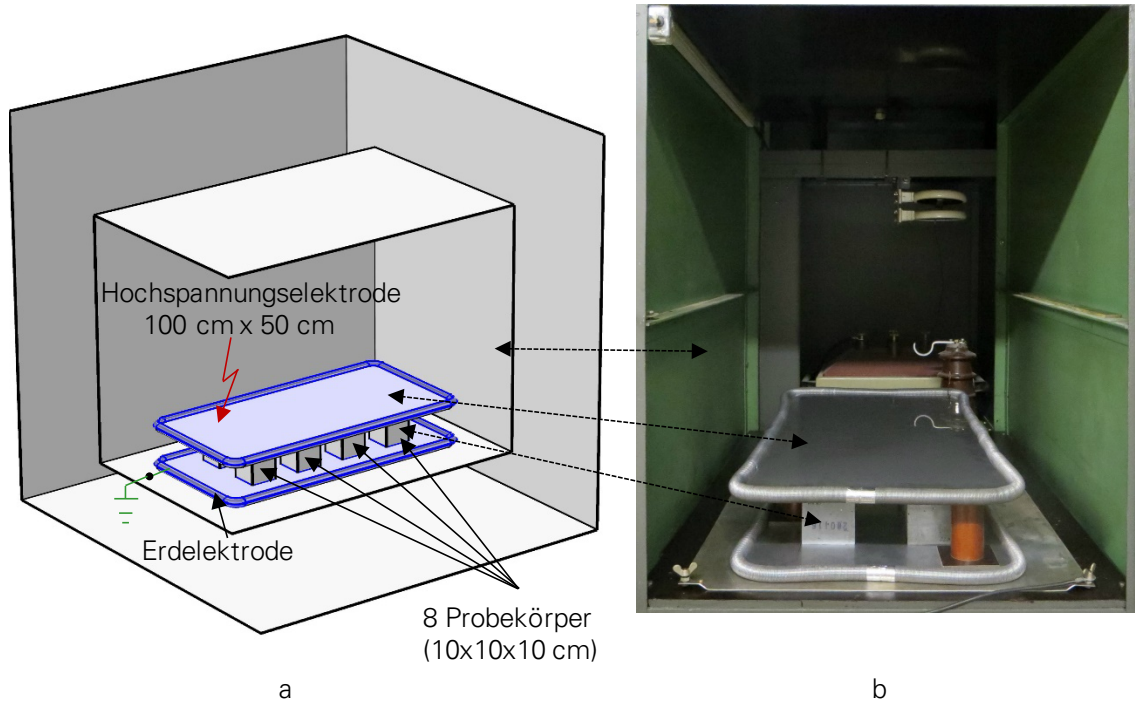


Bild 56: Versuchsaufbau zur elektrischen Belastung mit AC
a: Skizze Berechnungsmodell,
b: Versuchstand

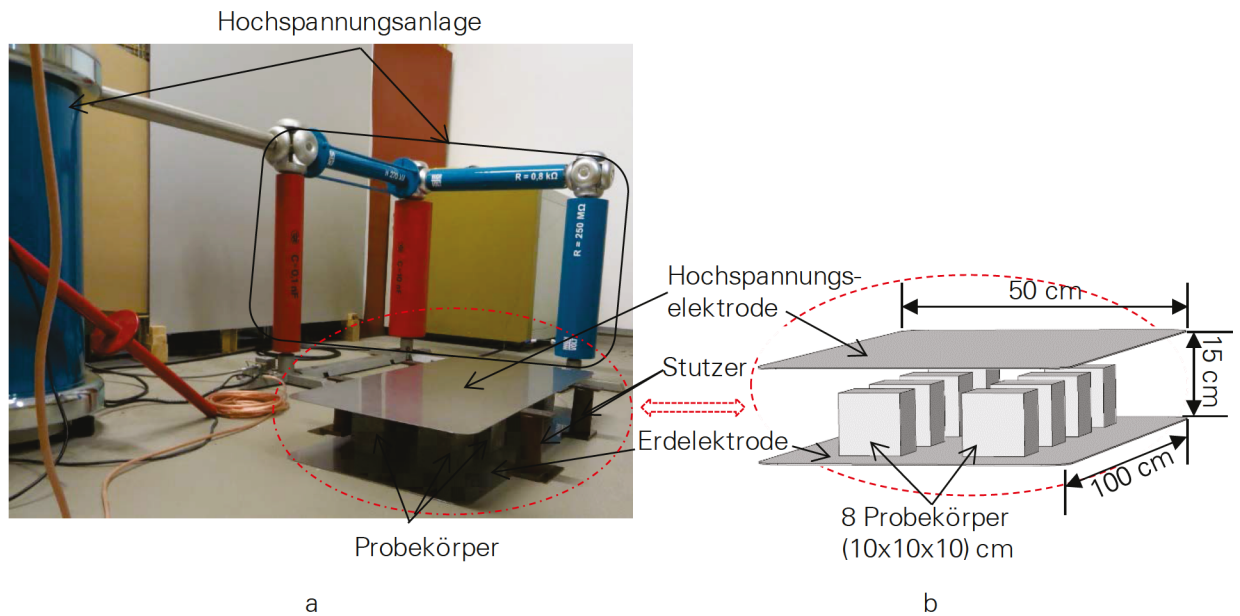


Bild 57: Versuchsaufbau zur elektrischen Belastung mit DC
Versuchstand,
der Versuchsanordnung

a:
b: Skizze

4.3.2 Ergebnisse

Zunächst wurde die Oberfläche der Probekörper nach der elektrischen Belastung (Bild 58) visuell inspiziert. Es gab keine visuell wahrnehmbaren Beschädigungen an den Oberflächen der Betonprobekörper.

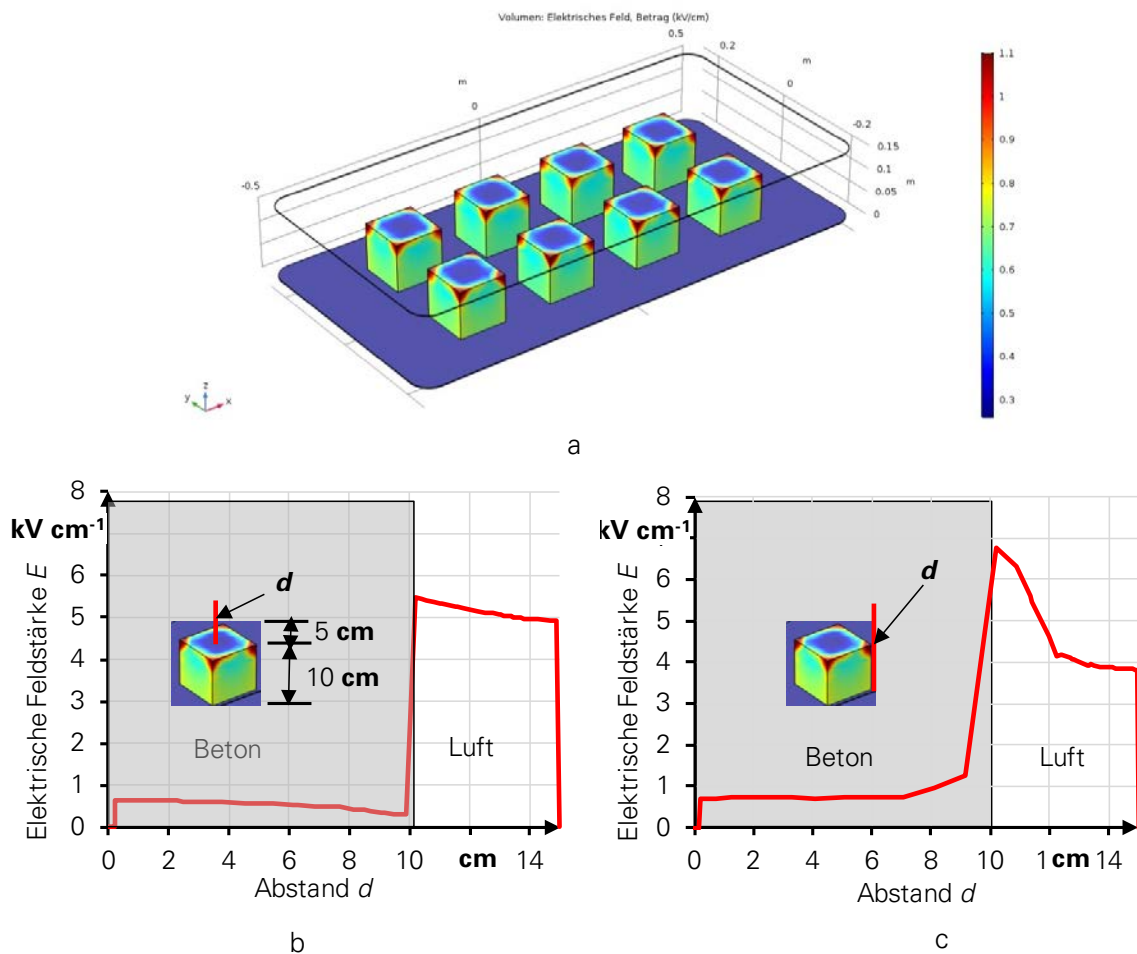


Bild 58: Elektrische Feldstärke auf Beton Probekörper

- a: FEM Berechnungen
- b: Elektrische Feldstärkeverteilung im der Mitte des Probekörpers.
- c: Elektrische Feldstärke an der Kante des Probekörpers.

Gefügeänderungen im Beton können zerstörungsfrei über die Messung der Ultraschalllaufzeit detektiert werden. So führt eine Verringerung der Dichte oder die Entstehung von Mikrorissen zu einer Verlängerung der Ultraschalllaufzeit. Für die Messung werden zwei Schallköpfe an gegenüberliegende Flächen des Probekörpers platziert, wobei einer als Sender und der andere als Empfänger dient (Bild 59). Aus den gemessenen Absolutwerten sind bedingt Rückschlüsse auf Festigkeit und Steifigkeit des Betons möglich, allerdings sind diese Werte bei einem inhomogenen Werkstoff wie Beton starken Streuungen unterworfen. Die Einflüsse der Inhomogenität wurden jedoch eliminiert, indem schon vor der Lagerung im elektrischen Feld die Ultraschalllaufzeit an sechs definierten Messstrecken pro Probekörper bestimmt wurde. Gemessene Unterschiede in der Laufzeit vor und nach der Lagerung sind dann allein auf die Einflüsse der Lagerung zurückzuführen. Drei Messstrecken verliefen in Betonierichtung und drei quer dazu. Weder vor noch nach der Lagerung konnten signifikante Abhängigkeiten von der Betonierichtung festgestellt werden.

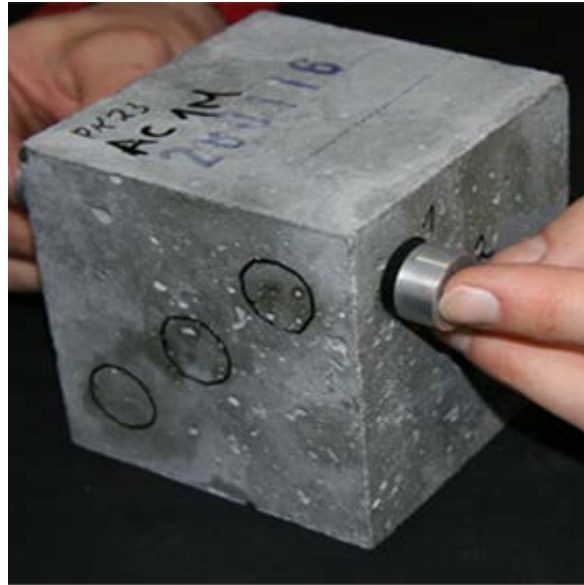


Bild 59: Messung der Ultraschalllaufzeit nach [68]

In (Bild 60) sind die Ultraschalllaufzeiten vor und nach der Lagerung gegenübergestellt. Es kann festgestellt werden, dass sich mit zunehmender Lagerungsdauer die Ultraschalllaufzeit verringert, d.h. dass eine Gefügeverdichtung stattgefunden hat. Nach einem Monat kann diese Veränderung vor allem bei den Proben im elektrischen Feld beobachtet werden. Am stärksten ausgeprägt ist diese Gefügeverdichtung bei den Referenzproben nach drei Monaten in der Klimakammer. Als Ursache kann also eindeutig der Hydrationsverlauf identifiziert werden. So erwärmt sich die Luft in dem Versuchstand mit dem elektrischen Feld auf rund 30°C, weshalb sich die Hydratation gegenüber der Klimakammer beschleunigt. Allerdings ist die Luftfeuchtigkeit geringer, sodass die Hydratation eher zum Stillstand kommt als bei den Proben in der Klimakammer.

Ähnliche Effekte sind von wärmebehandeltem UHPC bekannt [70]. So führt eine Wärmebehandlung in frühem Betonalter zu einer zügigen Umwandlung des Mikrosilikas in C-S-H Phasen. Im Gegensatz zu wassergelagerten Proben verhält sich das Mikrosilika nach der Wärmebehandlung inert. So werden z.B. im Verlauf von 2 Jahren bei wassergelagertem Beton insgesamt mehr C-S-H-Phasen gebildet. Wenn die Wärmebehandlung bei sehr trockener Umgebung stattfindet, kann es ähnlich wie bei den in diesem Projekt durchgeführten Versuchen zu einem leichten Festigkeitsabfall nach der Wärmebehandlung kommen [71]. Allerdings sind die Temperaturen bei einer Wärmebehandlung mit 90 °C deutlich höher, sodass die beschriebenen Änderungen im Gefüge ausgeprägter sind.

Es kann festgestellt werden, dass unabhängig von der Lagerungsart das Gefüge des UHPC nach der mechanischen Beaufschlagung dichter war als bei der Ausgangsmessung im Betonalter von 28 Tagen [74][75].

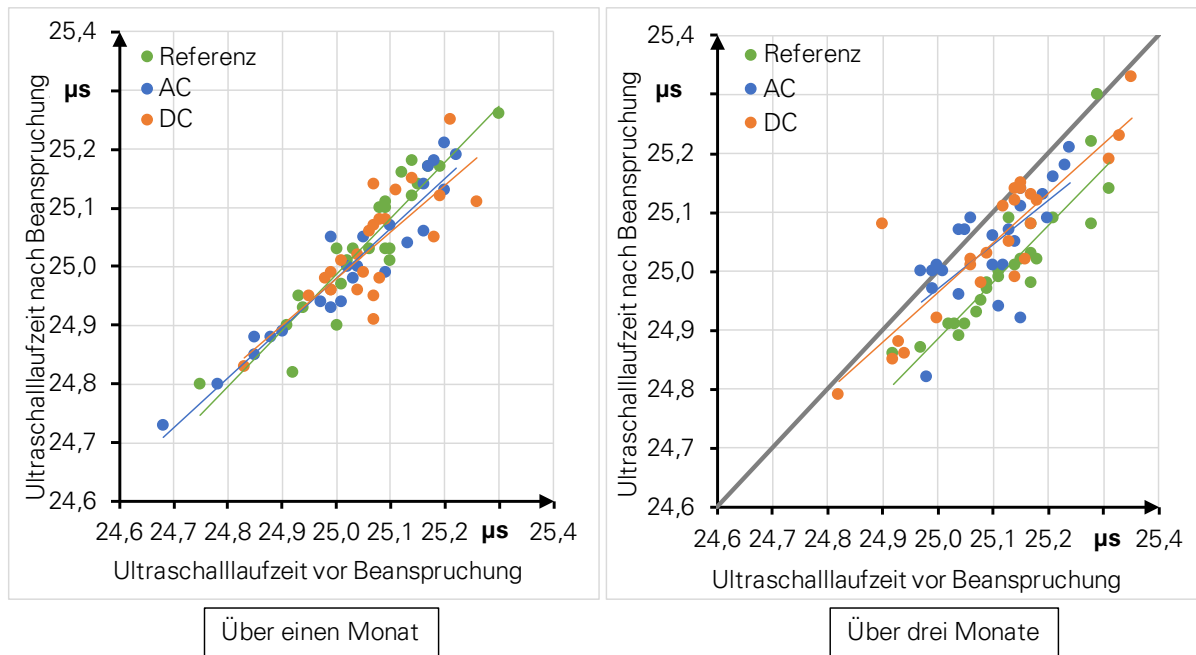


Bild 60: Änderung der Ultraschalllaufzeit nach Lagerung im elektrischen Feld nach [68]

Abschließend wurde das Spannungs-Dehnungs-Verhalten in einem axialen Druckversuch bestimmt. Dafür wurden auf den Probekörpern, die vorher einen Monat bzw. drei Monate elektrisch beansprucht wurden, auf zwei gegenüberliegenden Seiten je ein Dehnmessstreifen in Belastungsrichtung und einer quer dazu appliziert. Die Messergebnisse zur Längsstauchung und zur Querdehnung (Bild 61, Bild 62) sind Mittelwerte aus den zwei Dehnmessstreifen je Richtung. Es sind keine signifikanten Unterschiede im Spannungs-Dehnungs-Verhalten zwischen der Probe mit einem Monat und mit drei Monaten elektrischer Belastung erkennbar. Auch die Art der Belastung (Lagerung in der Klimakammer bzw. AC- und DC-Spannungsbelastung) führen zu keinen deutlichen Veränderungen. Nach einem Monat weisen einzelne Proben unmittelbar vor dem Bruch eine starke Zunahme der Querdehnung auf. Aber auch hier gibt es keinen eindeutigen Zusammenhang mit der Art der Vorlagerung.

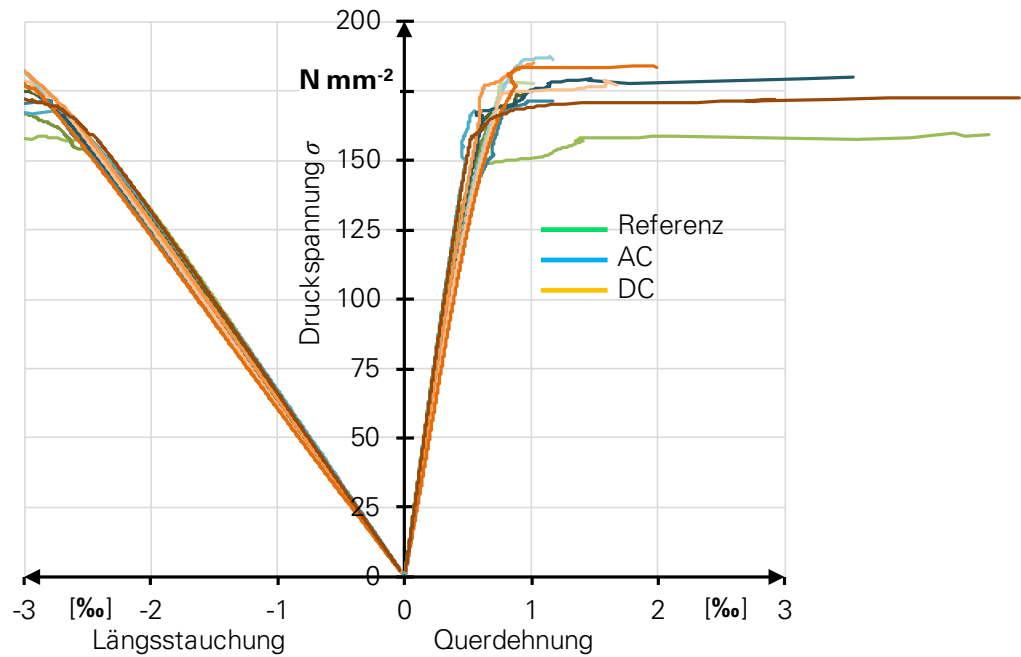


Bild 61: Spannungs-Dehnungs-Verhalten nach Lagerung im elektrischen Feld über einen Monat nach [68]

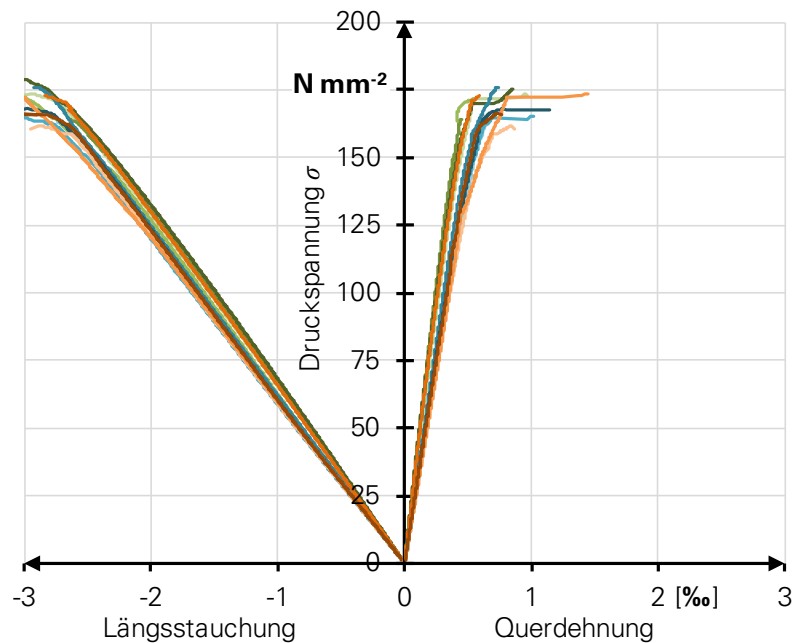


Bild 62: Spannungs-Dehnungs-Verhalten nach Belastung im elektrischen Feld über drei Monate nach [68]

Aus den Spannungs-Dehnungs-Kurven wurden außer den Festigkeiten noch das Elastizitätsmodul und die Querdehnzahl ermittelt (Bild 63). Dafür wurde die Sekante im Bereich zwischen 10

und 70 % der Bruchspannung ausgewertet. Auch hier liegen die Einzelwerte im üblichen Streubereich der Materialkennwerte von Beton. Die marginalen Unterschiede in der Festigkeit lassen sich auf die veränderten klimatischen Bedingungen bei der Lagerung der Probekörper zurückführen.

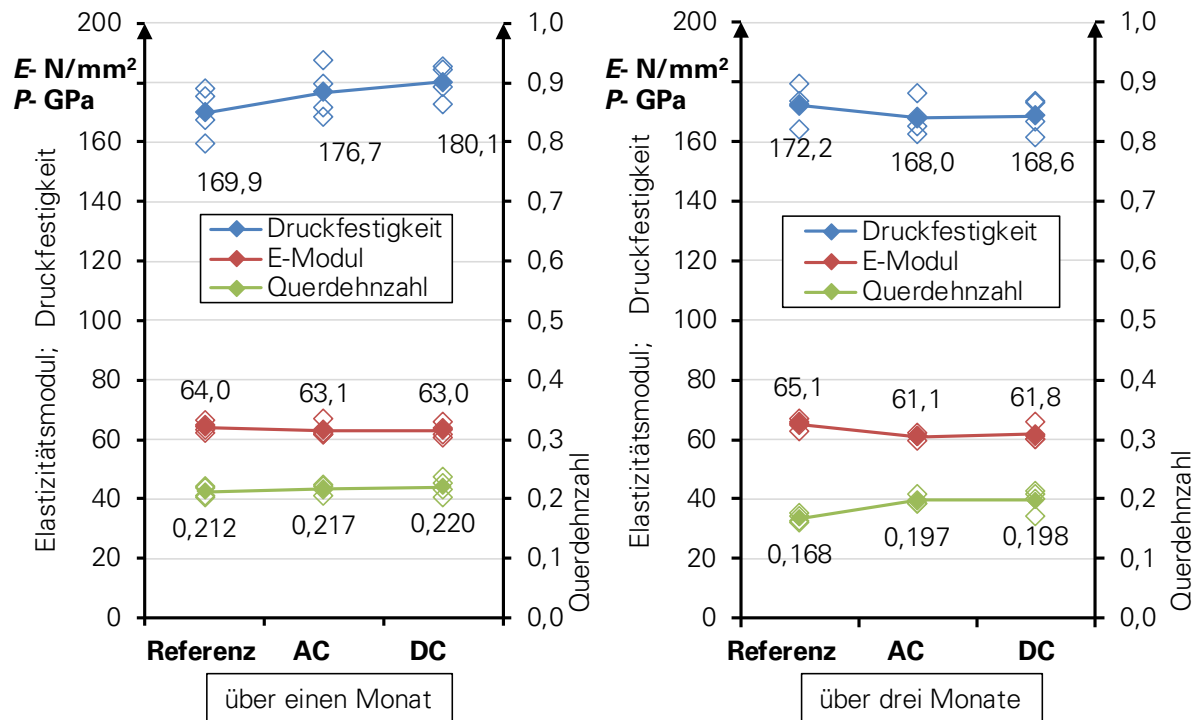


Bild 63: Druckfestigkeit, Elastizitätsmodul und Querdehnzahl nach elektrischer Belastung Feld nach [68]

Unter Berücksichtigung der Tatsache, dass die elektrische Feldstärke bei den Versuchen bis zu 5-mal höher als die prognostizierte Feldstärke in den Masten war, ist keine negative Veränderung der Materialeigenschaften beim Einsatz von UHPC für Kompakthöchstspannungsmasten zu erwarten.

4.4 Auswertung und Schlussfolgerungen

Die Ermittlung der elektrischen Festigkeit, ausgehend vom Durchschlag des Prüflings bei Überschreiten eines festgelegten Stromwertes bei negativer Gleichspannung, erfolgte experimentell in Spannungssteigerungsversuchen. Dabei wurden die Probekörper der beiden Stichproben ($d = 5 \text{ mm}$, $d = 10 \text{ mm}$), bestehend aus jeweils $n = 10$ gleichartigen Probekörpern einzeln beansprucht. Eine zu Beginn jeder Beanspruchung durchzuführende Konditionierung der Probekörper über eine Zeitdauer von $t = 20 \text{ min}$ bei $U_m = -1 \text{ kV}$ diente dazu, die am Anfang der Messung auftretenden Polarisationserscheinungen abklingen zu lassen. Die Steigerung der Spannung um $\Delta U = 100 \text{ V}$ erfolgte in Zeitabständen von $\Delta t = 5 \text{ min}$, wenn sich der Strom nicht um mehr als $0,1 \text{ mA}$ innerhalb von Δt erhöhte. Der Durchschlag des Probekörpers trat ein, sobald der Strom bei konstanter Spannung stetig anstieg oder er den Grenzwert von 7 mA erreichte (Bild 46, Bild 50).

Der Prozess, der zum Versagen des Betons in seiner Eigenschaft als Isolierstoff führt, wird als Wärmedurchschlag bezeichnet. Aufgrund der hohen elektrischen Leitfähigkeit (geringer elektrischer Widerstand im Vergleich zu typischen Isolierstoffen) und der Polarisation fließt Strom durch den Beton. Durch den Stromfluss entstehen Wirkleistungsverluste, die zur Erwärmung des Betons führen.

Die Leitfähigkeit wird mit zunehmender Temperatur größer. Ist die Wärmeabgabe des Betons an die Umgebung kleiner als die erzeugte Wärme, ergibt sich eine konstante Erwärmung bei einer bestimmten Temperatur. Ist die erzeugte Wärme größer als die abgegebene, so kommt es zur weiteren Erwärmung, bis die Leitfähigkeit des Betons so groß ist, dass ein leitfähiger Kanal zwischen den Elektroden entsteht. Das Isolierstoffvolumen und die Isolierstoffstruktur (Inhomogenität des jeweiligen Probekörpers) hatten deutliche Auswirkungen auf die Leitfähigkeit und begünstigten die Entwicklung des Wärmedurchschlages. Aufgrund der starken Inhomogenität ergab sich eine große Exemplarstreuung.

Die statistische Auswertung der Versuche erfolgte anhand der Größen arithmetischer Mittelwert und Spannweite der elektrischen Festigkeit (Abschnitt 4.1.3). Die in den Spannungssteigerungsversuchen ermittelten elektrischen Festigkeiten bei Gleichspannungsbelastung (Bild 47) und Wechsellspannungsbelastung (Bild 51) zeigten jeweils eine Normalverteilung. Aus der Verteilungsfunktion der gemessenen elektrischen Festigkeiten wurden die 10 %-Quantile ermittelt. Diese dienten als Maß für das Isoliervermögen des Betons bei der entsprechenden Spannungsbelastung. Für die Probekörper mit einer Dicke von 5 mm ergab sich bei negativer Gleichspannung eine elektrische Festigkeit von $E_{d_DC_5} = 3,0 \text{ kV cm}^{-1}$ (Bild 47 a). Für die Probekörper mit einer Dicke von 10 mm ergab sich bei negativer Gleichspannung eine elektrische Festigkeit von $E_{d_DC_10} = 3,8 \text{ kV cm}^{-1}$ (Bild 47 b). Wurden die Probekörper mit Wechsellspannung belastet, ergab das 10 %-Quantil eine elektrische Festigkeit von $E_{d_AC_10} = 3,2 \text{ kV cm}^{-1}$ (Bild 51). Alle durch die experimentellen Untersuchungen ermittelten elektrischen Festigkeiten waren deutlich größer als die mit dem FEM-Modell berechneten Belastungen. Die maximale Belastung im Beton wurde im Modell bei einer relativen Permittivität von $\epsilon_r = 20$ mit $E_{\text{Belastung}} = 0,0275 \text{ kV cm}^{-1}$ berechnet (Abschnitte 2.6, 4.3).

Die Ergebnisse der Durchschlagversuche im schwachen und starken inhomogenen Feld zeigten, dass

- im normalen Betriebsfall die elektrische Festigkeit des UHPC um etwa das einhundertfache größer war, als die zu erwartenden Beanspruchung durch das elektrische Feld um die Spannung führenden Leiterseile der Freileitung
- Im Fehlerfall (Erdschluss, bei dem das Leiterseil den Betonmast direkt berührt) eine elektrische Feldstärke über 7 kV cm^{-1} zu erwarten war und somit die elektrische Festigkeit des UHPC um das etwas Zweifache überschritten wurde.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Das Energiekonzept der Bundesregierung Deutschlands sieht einen weitreichenden Ausbau des Anteils der erneuerbaren Energien und die Steigerung der Energieeffizienz vor. Leistungsstarke Energieerzeuger wie Windparks oder Solarfelder befinden sich meist in weiter Entfernungen von den Verbrauchern. Daher ist es notwendig, großen Mengen an erneuerbarer Elektroenergie über weite Strecken zu transportieren. Die Akzeptanz der Verbraucher ist dabei ein wesentlicher Faktor. Um mehr Leistung über Trassen mit geringerem Flächenbedarf transportieren zu können, müssen neue Hochspannungsfreileitungen entwickelt werden. Kompakte Masttypen aus ultrahochfestem Beton (UHPC) für Freileitungen mit Höchstspannung verringern den Flächenbedarf gegenüber konventionellen Masttypen deutlich. Die strengen gesetzlichen Anforderungen, bezüglich der Belastung von Menschen und Umwelt durch elektromagnetische Felder, werden durch das entworfene Mastdesign erfüllt. Mit derartigen Kompaktfreileitungen kann erheblich mehr Elektroenergie transportiert werden als mit herkömmlichen Freileitungen.

Aus technischer Sicht ist die kompakte Bauweise mit Masten aus UHPC erfolgreich umsetzbar. Als Nebenergebnis kann festgehalten werden, dass

- der Flächenbedarf bei Kompaktmasten viel kleiner ist als bei herkömmliche Masten und sich dadurch die nutzbare Fläche vergrößert
- der neue Werkstoff (UHPC) zuverlässig bei den auftretenden elektrischen und thermischen Belastungen einer Hochspannungsfreileitung eingesetzt werden kann
- die Grenzwerte der elektromagnetischen Felder zuverlässig eingehalten werden können.

In dieser Forschung wurden am Beispiel des UHPC viele wesentliche Erfahrungen beim Ermitteln von elektrischen und thermischen Eigenschaften von stark inhomogenen Werkstoffen für die Anwendung im Bereich der Hochspannung gewonnen.

Beim Messen der elektrischen Leitfähigkeiten ist der Einsatz von leitendem Gummi als Kontaktmaterial unbedingt notwendig. Der Messstrom durch die Betonscheibe ist aufgrund der Polarisation im Betonkörper von der Belastungszeit abhängig. Für unterschiedliche Betonscheiben wird der spezifischen Durchgangswiderstand ρ und spezifischen Oberflächenwiderstand σ nach dem Anlegen der Belastungsspannung im Zeitbereich 24 Stunden wegen langsamer Polarisation

gemessen. Der Einfluss des Wassergehalts im Betonkörper auf den spezifischen Durchgangswiderstand ρ von Betonscheibe aus der Klimakammer ist deutlich größer als aus dem Trockenschrank. Um die elektromagnetische Beeinflussung des Messaufbaus zu minimieren müssen die Elektroden mit dem Probekörper in einen zylindrischen metallischen Käfig gebracht werden und die Messungen in einer geschirmten Kabine durchgeführt werden. Um die Flächen mit Fehlstellen, technologisch bedingt durch das Herstellen der Proben, zu vermeiden und mehr Messpositionen zur Verfügung zu haben, müssten die beiden Widerstände mit kleinen Elektroden gemessen werden.

Die Untersuchungen an Probekörpern aus UHPC-Scheiben haben zum prinzipiellen Verständnis über das Verhalten des Materials geführt, woraufhin eine Prüfprozedur zur Bestimmung der elektrischen Festigkeit und Leitfähigkeit abgeleitet werden konnte. Der charakteristische Stromverlauf der Probekörper bei den Gleichspannungs- wie auch bei den Wechselspannungsprüfungen, mit dem Ansteigen der Stromstärke über einen festgelegten Wert dient zur Feststellung des Durchschlages, wie in der Norm DIN EN60243-2 für Gleichspannungsprüfungen verankert ist.

Für Versuche zur Bestimmung der elektrischen Festigkeit und Leitfähigkeit, bieten sich die Probekörper in Scheibenform an. Die Erhöhung der Stichprobenanzahl und Variation der Dicke der Probekörper, kann genutzt werden, um statistisch umfangreichere Auswertungen durchzuführen. Weitere Forschungsarbeiten am Material UHPC sollten darauf abzielen, Kenntnisse über die Langlebigkeit des Materials bei elektrischer Beanspruchung über Lebensdauer kennlinien zu erlangen. Der Einfluss der Feuchtigkeit auf die elektrische Festigkeit, konnte aufgrund der dafür erforderlichen umfangreichen Versuche nicht abgehandelt werden. Es wird empfohlen, dieser Einfluss in weiterführenden Arbeiten zu untersuchen.

Die Ergebnisse der Untersuchungen haben gezeigt, dass das UHPC Material für Freileitungsmaste im Bereich der Hochspannung eingesetzt werden kann. Der in dieser Arbeit entwickelte UHPC steht damit auch als Material für andere Anwendungen in der Elektroenergieübertragung zur Verfügung. Das können z. B. Gehäuse von Kompaktstationen, Gründungen und Aufbauten in Freiluftschaltanlagen oder auch als Maste für andere Spannungsebenen sein. Die während der Arbeit gewonnen Erfahrungen beim Ermitteln der elektrischen und thermischen Eigenschaften von stark inhomogenen Werkstoffen für den Einsatz in der Hochspannung sind die Basis zur Untersuchung weiterer inhomogener Werkstoffe genutzt werden.

Im Rahmen dieser Forschung haben sich neue Fragestellungen ergeben, die weiteren Untersuchungen bedürfen.

- Langzeituntersuchung bei veränderten Bedingungen für das Einwirken elektromagnetischen Felder auf UHPC bei unterschiedlichen Spannungsarten (Wechselspannung abhängig von der Frequenz, Impulsspannungen).
- Messungen der elektromagnetischen Felder an einer realen Kompaktleitung mit Betonmast unter Spannung bei verschiedenen Leiterkonfigurationen zur Überprüfung der Berechnungen.
- 3D-Modelle für die gesamten Systeme (Leitungsabschnitt mit mehreren Masten, Leitern und Erdungsanlage)

- experimentelle Untersuchung der Einwirkungen von elektromagnetischen Felder auf UHPC im Langzeitverhalten.
- experimentelle Untersuchung der Einwirkungen von Blitzeinschlägen und Kurzschlussströmen an Abschnitten eines realen UHPC-Betonmastes.
- experimentelle Untersuchung der Einwirkungen von magnetischen Flussdichte auf dem UHPC Mast.
- Ergänzende experimentelle Untersuchungen zur Reduzierung der elektrischen Feldstärke durch Kompensationseile

Literaturverzeichnis

- [1] BImSchV. 26; Sechszwanzigste Verordnung zur Durchführung des BundesImmissionsschutzgesetzes, Verordnung über elektromagnetische Felder.
- [2] Großmann. S, Bakka. M; Natur- und landschaftsverträgliche Planung und Gestaltung von Hochspannungs-Freileitungen, IEEH, TU Dresden, 2011 (nicht veröffentlicht).
- [3] Schmidt. C, Dabergotz. K, Hankel. R, Lein. M; Natur und landschaftsverträgliche Planung und Gestaltung von Hochspannungsfreileitung, Fakultät Architektur- Institut für Landschaftsarchitektur, TU Dresden, 2011 (nicht veröffentlicht).
- [4] Bauhofer. P; Handbuch für Hochspannungsleitungen – niederfrequente elektromagnetische Felder und deren wirksame Reduktion, Verband der Elektrizitätswerke Österreichs. Wien 1994.
- [5] Al Dein. A, Wahab. M; The Effects of the span configurations and conductor sag on the electric-field distribution under Overhead Transmission Lines, IEEH 2010.
- [6] Tennet Company; New high voltage line with reduced magnetic field, 2010.
- [7] Eghbal. M, Taban. K, Nguyen. H; Optimal Voltage Level and Bundling for Transmission Lines, University of Queensland, Australia.
- [8] Vajeth. R, Dama. D; Conductor Optimisation for Overhead Transmission Lines, IEEH, 2004.
- [9] Weiguo. Q; Electric Field and voltage distributions Along Non- Ceramic Insulators, Ohio State University, 2002
- [10] Kiessling. F, Nefzger. P, Nolasco. J. F, Kaintzyk. U; Overhead Power Lines – Planning, Design, Construction. Erlangen: Springer 2002.
- [11] Odeing. D, Oswald. B; Buchausg. u.d.T.: Elektrische Kraftwerke und Netze, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011.
- [12] Happoldt. H; Elektrische Kraftwerke und Netze, Mannheim 1963.
- [13] Oswald. B.R; Vorlesung Elektrische Energieversorgung 1, Freileitungen, Universität Hannover 2005.
- [14] Naidu. M.S, Kamaraju. V; High Voltage Engineering, 2006.
- [15] Tieren. Z; Calculations of the Electric Field Distribution in Team cell by the Finite Element Method, Australia
- [16] Conference Record of the 1998 IEEE International Symposium on Electrical Insulation; Field measurement of electric and Magnetic Fields on HV and EHV Transmission Lines and substations Arlington, Virginia, USA, June 7-10, 1998.
- [17] Ashfaq. H; Electrical Power Systems, Darya Ganj, New Delhi (India) 1999.
- [18] Speck. J; CSM53: Bedienungsanleitung für das Programm Ladungsverfahren CSM53 (Charge Simulation Method). Technische Uni Dresden IHH, 1997.

- [19] Shaalan. G, Ward; Analysis of Electric Field inside HV Substations using Charge simulation method in three dimensional, 2010
- [20] Mertens. B, Dessel, H; Calculation of the electric and magnetic field surrounding a high voltage line using the finite element method, Katholieke Uni leuven, Belgium
- [21] Moreau. R, Gary. H; Predetermination OF THE Interference Level for high voltage Transmission liens, II - FIELD Calculating Method, Paris 1971.
- [22] Comsol Multiphysics Program V; 5.2, USA, 2010, 2016.
- [23] Müller. G, Rehfeld. I, Katheder. W; FEM für Praktiker –Die Methode der Finiten Elemente mit dem FE-Programm ANSYS Rev. 5.0- 2. verbesserte Aufl. Renningen-Malmsheim: Expert-Verlag 1995. ISBN 3-8169-1123-4
- [24] Großmann. S, Adam. R, Bakka. M; Schlussbericht des IEEH der TU Dresden zum Projekt KoHöMaT 2016
- [25] Li. S; Electric Field Calculation of $\pm 800\text{kV}$ Transmission Lines by Surface Charge Method, Nanning, China.
- [26] Küchler. A; Hochspannungstechnik, Grundlagen-Technologie-Anwendungen, Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2005.
- [27] Brakelmann. M, Jensen. M; Aufwandsminimierte, magnetfeldarme Hochleistungsübertragung mit bipolar betriebenen Drehstromkabeln, 2008.
- [28] Li. Y; Untersuchungen zur elektrischen Leitfähigkeit ultrahochfesten Beton, TU Dresden, IEEH 2014.
- [29] DIN IEC 60093; Prüfverfahren für Elektroisolierstoffe - Spezifischer Durchgangswiderstand und spezifischer Oberflächenwiderstand von festen, elektrisch isolierenden Werkstoffen, 1993.
- [30] DIN IEC 60167; Prüfverfahren für Elektroisolierstoffe - Isolationswiderstand von festen, isolierenden Werkstoffen, 1993.
- [31] DIN EN 206-1; Beton Teil 1: Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität; Deutsche Fassung EN 206-1: 2000 Ausgabe 07/2001, Beuth-Verlag Berlin.
- [32] DIN EN 12390; Prüfung von Festbeton Teil 1: Form, Maße und andere Anforderungen für Probekörper und Formen; Deutsche Fassung EN 12390-1:2000; Teil 6: Spaltzugfestigkeit von Probekörpern; Deutsche Fassung EN 12390-6:2000; Ausgabe 02/2001; Beuth-Verlag Berlin.
- [33] Curbach. M, Speck. K; Schlussbericht des IMB der TU Dresden zum Projekt KoHöMaT 2016.
- [34] Keithley Instruments; 6517A/B Elektrometer Data Sheet.
- [35] Keithley Instruments; Low Level Measurements Handbook - Precision DC Current, Voltage and Resistance Measurements. 6. Auflage.
- [36] Keithley Instruments; Model 8009 Resistivity Test Fixture - Instruction Manual.

- [37] ASTM D257-07; Standard Test Methods for DC Resistance or Conductance of Insulating Materials, 2007.
- [38] Vellmer. C, Gehrke. M; Seeing on the nanoscale: Hydration of pozzolanic and cementitious materials in Ultra High Performance Concrete (UHPC), Germany 2004.
- [39] Maryniak. A, Noras. A; Surface Resistivity and Surface Resistance Measurements Using a Concentric Ring Probe Technique, Lockport 2013.
- [40] Mouhasseb. H; Bestimmung des Wassergehalts bei Beton mittels eines neuen dielektrischen Messverfahrens, Dissertation, Karlsruhe 2007.
- [41] Daire. A; Improving the Repeatability of Ultra-High Resistance and Resistivity Measurements, Cleveland 2001.
- [42] Hunkeler. F; Elektrischer Widerstand von Mörteln und Beton. Schweizer Ingenieur und Architekt, Vol. 111, 1993.
- [43] Leemann. A, Hofmann. C; Trockenschwinden von Beton, EMPA, Abteilung Beton/ Bau-chemie, Cemsuisse 2009.
- [44] Berndt. O, Wirtz. D; Versuche über den elektrischen Widerstand von unbewehrtem Beton, 1911.
- [45] Doble. L-GmbH. Benutzerhandbuch; Digitales Verlustfaktor- und Kapazitätsmesssystem (TD Smart) 2010.
- [46] Mosch. W, Eberhardt. M; Einführung in die Hochspannungstechnik, Lehrbrief, Feste Isolierstoffe, IEEH, Technische Universität Dresden.
- [47] Oesterheld. J; Dielektrisches Verhalten von Silikongummi-Isolierungen bei hohen elektrischen Feldstärken, Dissertation TU Dresden, 1994.
- [48] Yinghui. L; Thermal conductivity measurement about fluid and solid, Hunan 2013.
- [49] Löbl. H; Lehrbrief Thermische Beanspruchung und Festigkeit, TU Dresden.
- [50] Grandgeorg. J; Test zur Messung der thermischen Eigenschaften von Beton, TU Strasbourg, 2012.
- [51] Löbl. H; Berechnungsgrundlagen zur Wärmenetzmethode, TU Dresden.
- [52] Stoye. H-. J, Löbel. H; Die Wärmenetzmethode als Modell zur thermischen Untersuchung Fabrikfertiger kleinräumiger Schaltanlagen, TU Dresden.
- [53] Joshua E. Daw, Joy L. Rempe, and Darrell L. Knudson; Hot Wire Needle Probe for In-Reactor Thermal Conductivity Measurement, IEEH 2012.
- [54] Physikalisches Praktikum für Studierende der Ingenieurwissenschaften; Wärmeleitfähigkeit und elektrische Leitfähigkeit von Metallen, Universität Hamburg 2010.
- [55] DIN EN 60243; Elektrische Durchschlagfestigkeit von isolierenden Werkstoffen - Prüfverfahren, Norm, Jan. 2014.

- [56] Kuellig. P; Zum Einfluß von Fehlstellen auf die elektrische Lebensdauer von extrudierten Polyäthylen-Isolierungen bei Wechselspannungsbeanspruchung, Dissertation TU Dresden 1981
- [57] Mosch. W; Einführung in die Hochspannungstechnik – 2. Lehrbrief – Ermittlung elektrischer Felder (II), Technische Universität Dresden.
- [58] Mosch. W, Eberhart. M; Einführung in die Hochspannungstechnik – 6. Lehrbrief – Feste Isolierstoffe, Professur für Hochspannungs- und Hochstromtechnik, Technische Universität Dresden.
- [59] Petzold. F; Zum Einfluß von Zusätzen auf das elektrische Langzeitverhalten von PE-Modellisolierungen bei Wechselspannungsbelastung, Dissertation TU Dresden 1984.
- [60] DIN EN 197-1, *Zement - Teil 1*: Zusammensetzung, Anforderungen und Konformitätskriterien von Normalzement, Norm, Nov. 2011
- [61] DIN EN 12390; Prüfung von Festbeton -Teil 1: Form, Maße und andere Anforderungen für Probekörper und Formen; Deutsche Fassung, 2000.
- [62] Rüffer. K; Zur elektrischen Alterung hochpolymerer Schichtisolierungen, Dissertation TU Dresden 1976.
- [63] Lunze. K; Einführung in die Elektrotechnik – Lehrbuch. 13. Aufl. Berlin: Verlag Technik 1991.
- [64] DIN EN 206-1; Beton- Teil 1: Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität; Deutsche Fassung EN 206-1: 2000 Ausgabe 07/2001, Beuth-Verlag Berlin.
- [65] Köpfr. R; Ein Beitrag zur elektrischen Alterung von Modellisolierungen aus Epoxidharz und Übertragbarkeit der Ergebnisse auf technische Isolierungen, technische Universität Dresden, 1977.
- [66] Rüffer. K; Zur elektronischen Alterung hochpolymerer Schichtisolierungen, technische Universität Dresden, 1976.
- [67] EN 12390-1:2000; Teil 6: Spaltzugfestigkeit von Probekörpern; Deutsche Fassung, EN 12390-6:2000; Teil 6: Spaltzugfestigkeit von Probekörpern; Deutsche Fassung, EN 12390-6:2000; Ausgabe 02/2001; Beuth-Verlag Berlin.
- [68] Curbach. M, Speck. K; Schlussbericht des IMB der TU Dresden zum Projekt KoHöMaT 2016.
- [69] Gedig. M; Vergleichsmessung zur Bestimmung elektromagnetischer Eigenschaften von beton.
- [70] Heinz. D, Gerlicher. T, Urbanos. L; Eigenschaften ultra-hochfester Betone mit zement-klinkerarmen Bindemittelsystemen, in: Schmidt, M. et al. (Hrsg.): Nachhaltiges Bauen mit ultra-hochfestem Beton, Schriftenreihe Baustoffe und Massivbau Universität Kassel, Heft 22, kassel university Press GmbH, Kassel, 61-92, 2014.

- [71] Gerlicher. T, Heinz. D, Urbanos. L; Effect of Ground Blast Furnace Slag on the Properties of Fresh and Hardened UHPC, in: Fehling, E. et al. (Hrsg.): Proceedings of 2nd International Symposium on Ultra High Performance, Schriftenreihe Baustoffe und Massivbau Universität Kassel, Heft 10, kassel university Press GmbH, Kassel, 367-371, 2008.
- [72] DIN 1045-2; Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton - Teil 2: Beton - Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität - Anwendungsregeln zu DIN EN 206-1, Norm, Aug. 2008.
- [73] DIN EN 1008; Zug Abwasser für Beton - Festlegung für die Probenahme, Prüfung und Beurteilung der Eignung von Wasser, einschließlich bei der Betonherstellung anfallendem Wasser, als Zug bewasser für Beton, Norm, Okt. 2002.
- [74] DIN EN 12350; Prüfung von Frischbeton, Norm, Aug. 2009.
- [75] DIN EN 12620; Gesteinskörnungen für Beton, Norm, Juli 2015.
- [76] DIN EN 197-1; Zement - Teil 1: Zusammensetzung, Anforderungen und Konformitätskriterien von Normalzement, Norm, Nov. 2011.
- [77] Van der Wekken, A. J. P, Stuurman. C; Appropriateness of concrete poles for 400 kV Wintrack. Tagungsband Cirgré, paper SC B2 PS3. 2016.

Abbildungen

Bild 1:	Beton Kompaktmast gegen herkömmlichen Mast.....	2
Bild 2:	Betonmast schematisch eingeteilt nach Untersuchungsbedarf.....	5
Bild 3:	Überlagerte elektrische Feldstärke im Punkt $P(x,y)$ nach [12].	7
Bild 4:	CSM53 Modell der elektrischen Feldstärke in den Punkten (x,y) $A(4,6;46)$, $B(4,6;36)$, $C(4,6;26)$ _Ladungsverfahren.....	11
Bild 5:	herkömmlicher Tonnen-Gittermast 380 kV.....	14
Bild 6:	Geometrische Maße für den Kompaktmasttyp T32 mit und ohne versetzt angeordneten Isolatoren	15
Bild 7:	Leiterkonfiguration für zwei 380-kV-Drehstromsysteme, Sys_1 , Sys_2	16
Bild 8:	Elektrische Feldstärke in einer Höhe von 1 m über dem Boden berechnet für die verschiedenen Entwürfe des Kompaktmastes.....	17
Bild 9:	Position der Kompensationsseile, a: P3 bis P5 für ein Kompensationsseil, b: P11 und P22 für zwei Kompensationsseile.....	19
Bild 10:	Berechnete elektrische Feldstärke in einer Höhe von 1 m über dem Boden, abhängig von der Höhe des Kompensationsseiles bei einem Abstand $a_1 = 400$ mm der Bündelleiter (symmetrische Anordnung der Isolatoren, T1-1)	20
Bild 11:	Berechnete elektrische Feldstärke in einer Höhe von 1 m über dem Boden, abhängig von der Höhe des Kompensationsseiles bei einem Abstand $a_1 = 400$ mm der Bündelleiter (versetzte Anordnung der Isolatoren, T1-5)	21
Bild 12:	Positionen der Leiterseile für horizontale und vertikale Systeme	22
Bild 13:	Verteilung der elektrischen Feldstärke E in 1 m über dem Boden für die horizontal angeordneten Systeme mit allen Leiterkonfigurationen.....	22
Bild 14:	Vergleich der elektrischen Feldstärkeberechnungen von vertikalen Systemen und horizontalen Systemen bei Mastentwurf T1-5	23
Bild 15:	Berechnung der elektrischen Feldstärke an der Oberfläche des Masts für den Mastentwurf T1-1	24
Bild 16:	Elektrische Feldstärke am Umfang des Mastes in verschiedenen Höhen bei LK 312-312	25
Bild 17:	Elektrische Feldstärkeverteilung zwischen dem Leiter und der geerdeten Bewehrung	26

Bild 18:	Messschaltungen (a) zum Messen des spez. Oberflächenwiderstandes σ und (b) des spez. Durchgangswiderstandes ρ	30
Bild 19:	a- UHPC- Scheiben Probekörper, b- Leitfähigkeiten Kontaktierung.....	30
Bild 20:	Modellelektroden und Skizze des Versuchsaufbaus zum Messen der elektrischen Leitfähigkeit	31
Bild 21:	Versuchsaufbau zum Messen der elektrischen Leitfähigkeit	32
Bild 22:	Maße der jeweiligen Elektroden zum Messen der elektrischen Leitfähigkeit	33
Bild 23:	Spezifischer Durchgangswiderstand ρ in Abhängigkeit von der Belastungszeit, gemessen bei $\vartheta_0 = 32\text{ °C}$, RH $\approx 32\%$ (Trocknung bei 105 °C für 3 Tagen), Klima: Raumtemperatur für 3 Tagen	35
Bild 24:	Gemessener spezifischer Oberflächenwiderstand σ in Abhängigkeit von der Belastungszeit bei 32 °C , RH $\approx 30\%$	35
Bild 25:	Fehlstellen in Propekörper	36
Bild 26:	Spezifischer Durchgangswiderstand ρ in Abhängigkeit von der Belastungszeit, verschiedenen Elektrodengröße, gemessen bei 32 °C , RH $\approx 30\%$	37
Bild 27:	Spez. Durchgangswiderstand ρ in Abhängigkeit von der Zeit t und damit verbundenen geringen Wassergehalt im Betonkörper, gemessen bei $U = 200\text{ V}$, $\vartheta_0 = 31\text{ °C}$, RH = 32% (Trocken: 105 °C für 3 Tagen, Klima: Raumtemperatur für 3 Tagen)	38
Bild 28:	Spez. Oberflächenwiderstand σ in Abhängigkeit vom Wassergehalt (Trockenzeit) im Betonkörper, bei $U = 200\text{ V}$, $\vartheta_0 = 31\text{ °C}$, RH = 32% (Trocken: 105 °C für 3 Tagen, Klima: Raumtemperatur für 3 Tagen)	39
Bild 29:	Trockenschwinden von Beton verschiedener Zemente (Zementgehalt: 320 kg/m^3 , Wassergehalt: (160 l/m^3) [43]	39
Bild 30:	Spezifischer Oberflächenwiderstand des Betons , gemessen bei Fremdschichten mit verschiedenen Leitfähigkeiten κ	40
Bild 31:	Schaltung der Versuchsanlage für Verlustfaktor und Permittivität nach [25]	42
Bild 32:	Verlustfaktor $\tan \delta$ des untersuchten UHPC abhängig von der Spannung	43
Bild 33:	Berechnete Permittivitäten ϵ_r aus den Messergebnissen des untersuchten UHPC	44
Bild 34:	Erwärmungsberechnung mit Hilfe von Wärmenetzen zum Dimensionieren der Probekörper	46

Bild 35:	Edelstahlzylinder mit zentriertem Bronzestab und montierten Thermoelementen vor dem Vergießen der Probekörper zum Messen der Wärmeleitfähigkeit im Beton [68]	47
Bild 36:	3-D-FEM-Modell und Temperaturverteilung der Probekörper zum Messen der Wärmeleitfähigkeit im Beton	47
Bild 37:	Temperaturverteilung am Bronzestab und auf der Außenfläche des Stahlzylinders berechnet mit dem 3-D-FEM-Modell der Probekörper zum Bestimmen der Wärmeleitfähigkeit.....	48
Bild 38:	Skizze des Probekörpers zum Messen der Wärmeleitfähigkeit und der Versuchsstand	49
Bild 39:	Probekörper und Temperaturmessstelle auf dem Probekörper	50
Bild 40:	Innen- und Außentemperaturverlauf des Probekörpers A bei $I = 408 \text{ A}$	50
Bild 41:	Wärmeleitfähigkeit des UHPCs bei verschiedenen Temperaturstufen ° zu verschiedenen Zeitpunkten	52
Bild 42:	Elektrodenprofil und Abmessungen der designten Elektrode	55
Bild 43:	Maße der Prüfprobekörper	56
Bild 44:	Die Schaltung der Versuchsanlage	57
Bild 45:	Versuchsanlage.....	57
Bild 46:	Strom in Abhängigkeit von der Stufe der Feldstärke E_{DC} gemessen an Probekörpern verschiedener Nenndicke	59
Bild 47:	Verteilungsfunktionen der elektrischen Festigkeit der Probekörper bei Gleichspannung	59
Bild 48:	Auswirkungen an den Prüfkörpern	60
Bild 49:	Entwicklung eines Wärmedurchschlages [46].....	61
Bild 50:	Strom in Abhängigkeit von der Stufe der Feldstärke E_{AC} gemessen an Probekörpern der Nenndicke 10 mm.....	62
Bild 51:	Verteilungsfunktionen der elektrischen Festigkeit der Probekörper bei Wechselspannung	63
Bild 52:	Aufbau für Lebensdauerversuche bei Gleichspannung mit mehreren Elektroden, zunächst mit einer Spitze.....	64
Bild 53:	Anordnung für Lebensdauerversuche, erweitert auf fünf Spitzen	65

Bild 54:	Verteilungsfunktionen der Durchschlagspannung, ermittelt in Spannungssteigerungsversuchen (SSV) mit verschiedenen Steigerungsgeschwindigkeiten a- kontinuierliche Spannungssteigerung, b- stufenförmige Spannungssteigerung.	66
Bild 55:	Lebensdauerkennlinie aus Konstantspannungsversuchen (KSV)	66
Bild 56:	Versuchsaufbau zur elektrischen Belastung mit AC a: Skizze Berechnungsmodell, b: Versuchstand	67
Bild 57:	Versuchsaufbau zur elektrischen Belastung mit DC a: Versuchstand, b: Skizze der Versuchsanordnung	68
Bild 58:	Elektrische Feldstärke auf Beton Probekörper a: FEM Berechnungen b: Elektrische Feldstärkeverteilung im der Mitte des Probekörpers. c: Elektrische Feldstärke an der Kante des Probekörpers.....	69
Bild 59:	Messung der Ultraschalllaufzeit nach [68].....	70
Bild 60:	Änderung der Ultraschalllaufzeit nach Lagerung im elektrischen Feld nach [68]	71
Bild 61:	Spannungs-Dehnungs-Verhalten nach Lagerung im elektrischen Feld über einen Monat nach [68]	72
Bild 62:	Spannungs-Dehnungs-Verhalten nach Belastung im elektrischen Feld über drei Monate nach [68]	72
Bild 63:	Druckfestigkeit, Elastizitätsmodul und Querdehnzahl nach elektrischer Belastung Feld nach [68]	73

Tabellenverzeichnis

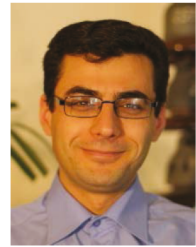
Tabelle 1:	Auflistung der Leiterkonfigurationen	17
Tabelle 2:	Maximale elektrische Feldstärke E_{\max} berechnet für verschiedene Mastentwürfe und Leiterseilanordnungen sowie der erforderliche Abstand d_{L-E} zwischen dem untersten Leiterseil und dem Erdboden zur Einhaltung der zulässigen elektrischen Feldstärke E_{zul}	18
Tabelle 3:	die Positionen der Leiterseile mit Kompensationsseile	19
Tabelle 4:	Berechnete elektrische Feldstärke, abhängig vom Abstand a_1 der Bündelleiter und der Positionen des Kompensationsseiles	20
Tabelle 5:	Ergebnisse der Feldberechnung ohne Kompensationsseil.....	27
Tabelle 6:	Optimierung der Masthöhe mit Kompensationsseil für verschiedene Mastentwürfe bei einem ungünstigen Fall γ (312-312) der Leiterkonfiguration.....	27
Tabelle 7:	Elektrische Leitfähigkeit des Wassers als Fremdschicht	40
Tabelle 8:	Berechnete Ströme durch Wärmenetz Methode bei einer Umgebungstemperatur	51
Tabelle 9:	Verlauf der Wärmeleitfähigkeit bei verschiedenen Temperaturstufen.....	51
Tabelle 10:	Elektrische Festigkeitswerte der Probekörper bei Gleichspannung.....	58
Tabelle 11:	Elektrische Festigkeitswerte der Probekörper bei Wechselspannung.....	62

Veröffentlichungen

- [1] Bakka. M; Berechnung der elektromagnetischen Feldverteilungen für die verschiedenen Leiterseilanordnungen an Kompaktmasten. Jahresbericht, IEEH- technische Universität Dresden, 2014.
- [2] Bakka. M; Reduzierung der elektromagnetischen Feldverteilungen durch Kompensationseile an Kompaktmasten. Jahresbericht, IEEH- technische Universität Dresden, 2015.
- [3] Bakka. M; Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit des ultrahochfesten Betons als Material für Kompaktbetonmasten von Hochspannungsfreileitungen. Jahresbericht, IEEH- technische Universität Dresden, 2016.
- [4] Bakka. M, Adam. R, Großmann. S; Kompakthöchstspannungsmasten und -Traversen (KoH-öMaT), Schlussbericht, Leibniz-Informationszentrum Technik und Naturwissenschaften Universitätsbibliothek (TIB), 2016.
- [5] Bakka, M; Untersuchungen zur elektrischen Festigkeit ultrahochfesten Betons. Jahresbericht, IEEH- technische Universität Dresden, 2017.

Lebenslauf

M. Eng. Maher Bakka



2010-2018

Promotionsstudent und Wissenschaftlicher Mitarbeiter

am Institut für Elektrische Energieversorgung und Hochspannungstechnik der Technischen Universität Dresden, Deutschland.

2007 - 2009

Masterstudium der Elektrotechnik an der Universität Tishreen, Fakultät für Elektrotechnik und Maschinenbau, Latakia, Syrien.

2005-2007

Ingenieur

Teamleitung und Organisation und Optimierung
Produkten (Bereich Wege- und Straßenbau)
Städtische Produktionsdirektion Damaskus, Syrien.

2004-2005

Ingenieurbüro

Planung der elektrischen Netzwerke für Schulgebäude
Staatliches Ingenieurbüro in Damaskus, Syrien.

1998 - 2003

Bachelor der Elektrotechnik

(Elektrische Stromversorgungssysteme) an der Universität Aleppo, Fakultät für Elektrotechnik und Elektronik, Aleppo, Syrien.

1987-1997

Schule, Abschluss 12. Klasse

Edlib, Syrien.

Thesen zur Dissertation

Freileitungsmaste aus herkömmlichen Beton werden bereits heute in großer Zahl in Mittelspannungsnetzen eingesetzt. Im Bereich der Hochspannungsfreileitungen existieren bisher international nur wenige erste Freileitungen mit Masten aus herkömmlichen Beton. Um zukünftig Elektroenergie über große Entfernungen mit geringen Flächenbedarf bei Hoch- und Höchstspannungsfreileitungen transportieren zu können, sind neue Hochspannungsfreileitungen in kompakter Bauweise notwendig. Um dieses Ziel zu erfüllen, sollen die Kompaktmaste aus ultra-hochfestem Beton UHPC (engl.: **U**ltra **H**igh **P**erformance **C**oncrete) hergestellt werden.

Die mechanischen, elektrischen und thermischen Eigenschaften des neuen Betonmaterials waren zunächst unbekannt. Bisher gab es kaum Kenntnisse über die elektrischen und thermischen Belastungen, die auf die Betonmaste einer Freileitung in kompakter Bauweise einwirken.

Die Einflüsse von den elektrischen und magnetischen Feldern auf den Eigenschaften des UHPCs wurden ermittelt.

Aufgrund der befürchtenden gesundheitlichen Risiken für Menschen und Tiere, sowie der gegenseitigen Beeinflussung benachbarter elektronischer Systeme (EMV) dürfen die elektromagnetischen Felder von Freileitungen die jeweiligen maximal zulässigen Grenzwerte nicht überschreiten. In dieser Arbeit wurden die elektrische und magnetische Feldverteilung für die entwickelten Mastdesigns berechnet.

Um die elektrische Feldstärke unter der Freileitung minimieren und UHPC in Hochspannungsfreileitung einsetzen zu können, wurden die folgenden Punkte betrachtet:

- 1- Die **Leiter**konfiguration für zwei Systeme ergaben sich 36 verschiedenen LK. Von den 36 möglichen wurden jedoch nur 21 Fälle berechnet, da sich die weiteren 15 LK doppelten.
- 2- Der zulässige Grenzwert von 5 kV/m wurde mit der anfangs geplanten Masthöhe mit keiner Leiterkonfiguration unterschritten.
- 3- Von den 21 berechneten Varianten war in 12 Fällen die elektrische Feldstärke E in 1 m Höhe über dem Boden deutlich kleiner als 7 kV/m. Diese wurden als „günstige Fälle“ klassifiziert.
- 4- Alle anderen Fälle wurden zunächst als „ungünstigen Fälle“ bezeichnet, da die elektrische Feldstärke im Mittel um 25 % höher war als 7 kV/m.
- 5- Um die elektrische Feldstärke reduzieren zu können, wurde das Mastdesign durch ein Kompensationsseil in verschiedenen Positionen mit unterschiedlichen Strukturen optimiert.
- 6- Es wurden Mastdesigns mit horizontalen und vertikalen Systemen analysiert. Die elektrische Feldstärke war bei allen Anordnungen mit einer horizontalen LK geringer als bei solchen mit vertikaler LK.

- 7- Die Masthöhe wurde für die günstigen Fälle mit und ohne Kompensationsseil optimiert, um die elektrische Feldstärke zu minimieren.
- 8- In einem 3-D-FEM-Modell wurden die elektrischen und thermischen Belastungen eines Kompakthöchstspannungsmasten für eine 380-kV-Freileitung berechnet. Es wurden hinsichtlich der Genauigkeit der Verteilung der elektrischen Feldstärke realistischere Ergebnisse erhalten als mit dem 2-D-Modell.
- 9- Für die Parametrierung des 3-D-Modells war es notwendig, die Materialeigenschaften des Betons experimentell zu bestimmen.
- 10- Die Einflüsse von permanenten elektrischen Feldern auf die Eigenschaften des UHPCs wurden in verschiedenen Zeiträumen bei Gleich- und Wechselspannung untersucht. Die Eigenschaften änderten sich nicht.
- 11- Der spezifische elektrische Durchgangs- und Oberflächenwiderstand des UHPCs konnte experimentell ermittelt werden, indem die verwendete Versuchsanordnung systematisch optimiert und an die spezifische Messaufgabe angepasst wurde.
- 12- Befindet sich auf der Oberfläche des Betons eine Fremdschicht, so verringert sich der Oberflächenwiderstand signifikant. Dies ist insbesondere relevant, wenn der Widerstand an Freiluftanordnungen gemessen werden soll.
- 13- Die Permittivität und Verlustfaktor des UHPCs wurde ermittelt und für die Module der FEM-Berechnung aktualisiert.
- 14- Die Wärmeleitfähigkeit des UHPCs wurde zeitabhängig (wegen des Wassergehaltes) ermittelt. In Berechnungen mit dem Wärmenetz wurde die Geometrie einer Modellanordnung festgelegt. Mit dieser wurden die Temperaturen bei definierten Randbedingungen gemessen.
- 15- Die elektrische Festigkeit bei Belastung mit Wechsel- sowie Gleichspannung wurde experimentell untersucht. Es wurden geringere elektrische Festigkeiten bei Wechselspannung ermittelt, da hier zusätzlich Polarisierungseffekte und folglich der Wärmedurchschlag auftraten.
- 16- Die elektrische Feldstärke ist im Normalbetrieb wesentlich kleiner als die elektrische Festigkeit. Im Fehlerfall können Feldstärken auftreten, die wesentlich größer als die elektrische Festigkeit sind.
- 17- Die mechanischen Eigenschaften des UHPCs wurden vor und nach den elektrischen Belastungen mit einer Dauer von einem Monat und drei Monaten untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass sich die mechanischen Eigenschaften im Normalbetrieb kaum ändern.

Dresden, 27.03.2018

إن أبراج خطوط نقل الطاقة الكهربائية بالتوترات المتوسطة المصنوعة من ابراج الاسمنت التقليدية موجودة منذ زمن وحتى وقتنا الحاضر, إلا ان هذه الابراج مازالت غير مستخدمة في مجالات نقل الطاقة الكهربائية في مجال التوترات العالية والتوترات العالية جدا (فوق 400 كيلو فولت) حيث مازال يستخدم حتى يومنا هذا الابراج التقليدية (الابراج المعدنية) في هذه التوترات.

من اجل نقل الطاقة الكهربائية لمسافات بعيدة وباستطاعات كبيرة مع مراعاة تقليل المساحات التي تشغلها تلك الخطوط فكان من الضروري انشاء خطوط هوائية بتوترات عالية واستطاعات كبيرة مستخدمة ابراج اسمنتية مضغوطة بمواصفات ميكانيكية عالية, فلهذا تم تطوير وتشكيل مادة خرسانية من اجل هذه الابراج تسمى هذه المادة الخرسانية فانقة القوة UHPC.

ان الخواص الميكانيكية والكهربائية والحرارية لتلك المادة وتأثر عناصرها مع الحقول الكهربائية والمغناطيسية غير محددة وغير معروفة, فذلك تم في هذا البحث تحديد تلك العناصر وتأثير الحقول الكهربائية على خواص المواد المكون للخرسانة المستعملة في انشاء تلك الابراج من خلال القيام بالأبحاث العلمية والتجارب المطورة في جامعة درسدن معهد التوتر العالي والشبكات الكهربائية IEEH, حيث تم ايضا في بعض الحالات بالتعاون من جامعات ومراكز بحثية اخرى كبيرة, كجامعة براون شفايغ Braunschweig وجامعة كارلس روه Karlsruhe وشركة فشتنر Fichtner وشركة لاب Lapp وشركة ايوروبولس Euro poles ومعهد درسدن للانشاء والبناء MBI. حيث قمت بدراسة تأثير الحقول الكهرومغناطيسية على خواص المادة المتضمنة الخواص الكهربائية كالناقلية النوعية وقوة الانهيار الكهربائي والسماحية الكهربائية وعامل الضياع و الناقلية الحرارية وتحديدها مع الاخذ بعين الاعتبار كل تلك العوامل والتأثير مع مرور الزمن. حيث تم ذلك من خلال الدراسة النظرية واجراء النماذج بواسطة برامج حاسوبية متطورة بالإضافة إلى اجراء التجارب والاختبارات العلمية اللازمة.

بالتعاون مع معهد البناء والانشاء في جامعة درسدن تم دراسة تأثير الحقول الكهرومغناطيسية على الخواص الميكانيكية كاجهادات الضغط والشد والانحناء بالإضافة للخواص الحرارية والكهربائية للمادة حيث تم دراسة وتحليل هذه الخواص قبل وبعد تطبيق الاحمال الكهربائية المختلفة مع ازمنة عديدة لتحديد تلك التأثيرات بدقة كبيرة.

بسبب المشاكل الصحية على الانسان والكائنات الحية الاخرة المجاورة لتلك الخطوط بفعل الحقول الكهرومغناطيسية وتأثيرها ايضا على التجهيزات المختلفة القريبة بما في ذلك التأثير على عناصر التي تشكل منظومة خط نقل الطاقة الكهربائية تم دراسة وايجاد التصميم المثلّي لهذه الابراج بحيث لا تتجاوز قيم الحقول الكهرومغناطيسية القيم الاوربية المسموحة مع مراعاة العامل الاقتصادي لإنشاء تلك الابراج, حيث تم ايجاد التوضع الامثل لأطوار الشبكة الكهربائية (الأطوار الثلاثة لكل دائرة كهربائية) بالنسبة لبرج الحامل لهذه النواقل (الأطوار) كما تم ايضا دراسة وتطبيق امثل لإمكانية تقليل شدة الحقل الكهربائي من خلال استخدام ناقل اضافي يسمى ناقل التعويض.

سأوجز اهم النقاط التي تم التوصل اليها في هذا البحث فيما يلي:

- 1- إن نظام نقل الطاقة المكون من دارتين ينتج عنه 36 حالة لتوضع النواقل الستة بحيث تم دراسة التصميم ل 21 حالة مختلفة, بينما وجد ان ال 15 حالة المتبقية هي حالات متشابهة
- 2- وجدنا في بداية التصميم ان جميع حالات تموضع النواقل لا تحقق شروط عدم تجاوز القيم المسموحة لشدة الحقل الكهربائي والحقل المغناطيسي حسب النورم الاوربي.
- 3-وجدنا ان 12 حالة تموضع للنواقل من 21 حالة ممكنة يكون فيها شدة الحقل الكهربائي اقل ما يمكن وسميت هذه الحالات بالحالات المناسبة بينما سميت الحالات التسع المتبقية بالحالات الغير مناسبة.
- 4- ان شدة الحقل الكهربائي تبعا للحالات الغير مناسبة هي اشد بنسبة لا تقل عن 25 بالمية من الحالات المناسبة.
- 5- لتقليل شدة الحقل الكهربائي تحت خطوط النقل تم دراسة التصميم باستخدام ناقل التعويض في اشكال متعددة وامكن مختلفة لتحقيق افضل تأثير ممكن على تخفيض شدة الحقل الكهربائي.
- 6- تمت دراسة وتحليل تموضع نواقل الداريتين بالوضع الافقي والوضع الشاقولي وتبين ان الوضع الافقي افضل من ناحية شدة الحقل الكهربائي.
- 7- تم تحديد ارتفاع البرج الامثل مع مراعاة تخفيض الحقل الكهربائي باستعمال ناقل التعويض واستخدام الحالات المناسبة لتوضع النواقل.
- 8- تم بناء نموذج ثلاثي الابعاد للأبراج والنواقل واستخدام برنامج نمذجة لدراسة الاحمال الميكانيكية والكهربائية ولتحديد العناصر الكهربائية والحرارية والميكانيكية والتأثير المتبادل بين العناصر.

- 9- لتشكيل نموذج ثلاثي الابعاد واجراء الدارسة النظرية للتصميم كان لابد من تحديد بعض خواص المواد عمليا باستخدام التجارب العلمية المناسبة.
- 10- تمت دراسة تأثير شدة الحقل الكهربائي الدائم الناتج عن التوتر المتناوب والمستمر على خواص المادة المشكلة للبرج الاسمطي، ووجد انه لا يوجد تأثير يذكر على تغير خواص الخرسانة فانقة المقاومة.
- 11- لتحديد المقاومة النوعية السطحية والعرضية للمادة الخرسانية تم تطوير تجارب مناسبة لتحديد هذه العناصر مخبريا.
- 12- لتحديد تأثير العوامل الخارجية على قيمة المقاومة الكهربائية السطحية تم اجراء التجارب المناسبة وتبين ان هذه العوامل قد تخفض قيمة المقاومة بشكل ملحوظ.
- 13- تم تحديد قيمة عامل النفاذية وعامل الضياع للخرسانة مخبريا وتم تحديث هذه القيم للحصول على القيم الحقيقية في النموذج المدروس.
- 14- تم ايجاد قيمة الناقلية الحرارية النوعية للخرسانة مخبريا وتم مقارنتها مع القيمة المحسوبة عن طريق نموذج الشبكة الحرارية بأزمنة مختلفة وعند درجات حرارة متباينة.
- 15- إن المتانة الكهربائية تحت تأثير الحقل الكهربائي المتناوب والمستمر تم تجربتها وتحديدها مخبريا وتبين ان المتانة الكهربائية تنهار تبعا لمبدأ الانهيار الحراري للمادة.
- 16- تبين من خلال الدراسة والتجارب ان قيمة شدة الحقل الكهربائي في حالة العمل الطبيعية هي اقل بكثير من قيمة شدة الحقل الكهربائي التي تسبب انهيار المادة الخرسانية المدروسة.
- 17- تمت دراسة تأثير شدة الحقل الكهربائي لفترات زمنية مختلفة على الخواص الميكانيكية للمادة المدروسة وتبين انه لا يوجد تغير ملحوظ على هذه الخواص ضمن مرحلة العمل الطبيعية.